



UNIVERSIDAD
POLITECNICA
DE VALENCIA

**“Análisis y definición del diseño óptimo
del relieve al dorso en pavimentos
cerámicos mediante elementos finitos”**

**Beatriz Defez García
(Ingeniera Industrial)**

Director de Tesis Doctoral:
Guillermo Peris Fajarnés

Departamento de
Ingeniería Gráfica

Diciembre de 2007

Esta tesis ha sido cofinanciada por la empresa KEROS CERÁMICA S.A., y realizada en su cooperación a través de los proyectos:

- ✓ “ESTUDIO DE VIABILIDAD DE LA PRODUCCIÓN DE BALDOSAS CERÁMICAS DE BAJA DENSIDAD. PROYECTO ECOLIGHT”, subvencionado por el Ministerio de Industria, Turismo y Comercio mediante ayuda del Programa de Fomento de la Investigación Técnica “PROFIT” de 2006 (Plan Nacional de I+D+I 2004-2007, Programa Nacional de Diseño y Producción Industrial) número de expediente FI.020400-2006-209.

- ✓ “INTEGRACIÓN DE LOS PROCESOS DE ESMALTADO Y DECORACIÓN PARA LA FABRICACIÓN DE LA BALDOSA CERÁMICA ECOLIGHT. PROYECTO DECOLIGHT”, subvencionado por el Ministerio de Educación y Ciencia mediante ayuda del Programa de Estímulo de Transferencia de Resultados de la Investigación “PETRI” de 2006 (Plan Nacional de I+D+I 2004-2007), número de expediente PET2006_0081.



Me gustaría agradecer su apoyo
a mi familia,
a mi director de tesis,
a los expertos y amigos que han colaborado en mi investigación,
y a la empresa Keros Cerámica S.A.

Sin ellos
este trabajo nunca hubiera sido posible.

RESUMEN

La industria cerámica, y en particular la española, se enfrenta en la actualidad a un mercado altamente saturado, por lo que necesita ofrecer productos innovadores constantemente, capaces de integrar funciones que sean percibidas por el usuario como valor añadido. Los nuevos productos cerámicos deben ser competitivos en calidad y buscar un óptimo económico y medioambiental. Además deben facilitar el transporte y la colocación, y cumplir con la legislación nacional e internacional.

Las baldosas aligeradas por conformado de relieve al dorso pueden ser fabricadas con una cantidad de materia prima sustancialmente inferior a la tradicional, lo que repercute en el ahorro de pastas y energía de producción y transporte. Esto mejora el balance económico de la empresa (especialmente ahora que el coste tanto de gas natural como de arenas roza máximos históricos), dotando al producto de un carácter medioambiental que comienza a ser exigido por las autoridades y es cada vez más valorado por los consumidores. Adicionalmente, un producto final más ligero resulta atractivo para los constructores, ya que mejora las condiciones de trabajo en la obra. Sin embargo, la baldosa aligerada es estructuralmente distinta a la convencional, y por tanto también su comportamiento mecánico y térmico. Puesto que se trata de un elemento constructivo, es necesario conocer su repuesta en condiciones de trabajo y asegurar que cumple con la normativa vigente.

La presente tesis se propone como objetivo evaluar la conveniencia de pavimentos cerámicos aligerados por relieve al dorso empleando técnicas de modelado sólido tridimensional y análisis por elementos finitos, estableciendo al mismo tiempo las bases para una definición óptima del relieve, entendiendo por óptimo aquel diseño que combine de forma más idónea ahorro másico con respuesta mecánica y térmica dentro de lo viable en la fabricación en serie actual. Dados los pocos antecedentes encontrados en la bibliografía en este sentido, la tesis pretende ser una primera aproximación a la problemática de este tipo de productos, abriendo una puerta a estudios posteriores, y facilitando información muy valiosa a los departamentos de diseño y fabricación de las azulejeras.

Para lograr este objetivo, se han definido 9 modelos distintos de pavimento (2 de referencia y 7 basados en polígonos regulares) de los que se han generado un total de 70 versiones (obtenidas por la variación de la profundidad de relieve y el ángulo de pared del mismo) que han sido sometidas a 4 ensayos de tipo mecánico y térmico recogidos en la normativa que aplica a este tipo de cerámica. Tras decidir que tanto la masa, como las tensiones principales (criterio de Rankine) eran las magnitudes a tener en cuenta en el estudio, se han obtenido los esfuerzos máximos de cada versión para cada ensayo, así como su distribución. A continuación se han definido 4 coeficientes de comparación apoyados de herramientas estadísticas esenciales, según los cuales se ha podido establecer un orden de idoneidad global.

Finalmente, gracias a la estrecha colaboración con la empresa KEROS CERÁMICA S.A. en el marco de los proyectos “Estudio de viabilidad de la producción de baldosas cerámicas de baja densidad. Proyecto ECOLIGHT”, e “Integración de los procesos de esmaltado y decoración para la fabricación de la baldosa cerámica Ecolight. Proyecto DECOLIGHT”, se comprobó que la metodología utilizada era adecuada por comparación con los resultados obtenidos mediante la fabricación en condiciones de planta y ensayos en laboratorio de varios de los diseños propuestos en la tesis.

Con todo se ha concluido que los modelos aligerados, efectivamente, responden ante solicitudes típicas de manera distinta que el modelo tradicional, de manera que, convenientemente practicados, los relieves al dorso pueden mejorar a la par el consumo másico y la respuesta estructural. Por otra parte, se ha propuesto un parámetro denominado “espesor normalizado en”, en base al cual sería posible el cálculo de la resistencia a flexión R según la norma EN ISO 10545 “Baldosas Cerámicas”, lo cual no es hoy en día estrictamente posible para los pavimentos de grosor variable. Así mismo, se han extraído una serie de pautas fundamentales de comportamiento que pueden ser tomadas como una base para el diseño particular de relieves al dorso de cada empresa. Entre las pautas más generales destaca el hecho de que la variación de la profundidad del relieve afecta más a la idoneidad de la baldosa que la variación del ángulo de pared, obteniéndose la mejor respuesta compuesta (másica, mecánica y térmica) para valores intermedios de ambos parámetros.

Con independencia de las pautas antes nombradas, la tesis propone un principio de metodología de evaluación geométrica de pavimentos que puede ser extendida a otro tipo de productos cerámicos y a otras variables de diseño como puedan ser las dimensiones características del formato (longitud y anchura).

Palabras clave: pavimento cerámico, relieve al dorso, análisis por elementos finitos, diseño óptimo, resistencia estructural.

RESUM

La indústria ceràmica, i en particular l'espanyola, s'enfronta en la actualitat a un mercat altament saturat, i llavors necessita oferir productes innovadors constantment, capaços d'integrar funcions que siguin percebudes per l'usuari com valor afegit. Els nous productes ceràmics deuen ser competitius en qualitat i cercar un òptim des del punt de vista econòmic y mediambiental. A més, deuen facilitar el transport i la col·locació, i complir amb la legislació nacional i internacional.

Les rajoles alleugerides pel conformat de relleu al dors poden ser fabricades amb una quantitat de matèria prima substancialment inferior a la tradicional. Açò repercuteix no solament en l'estalvi de pastes, sinó en l'estalvi d'energia de fabricació i transport, el que millora el balanç econòmic de l'empresa (especialment ara que tant el cost del gas natural com el de les arenes s'apropa a màxims històrics), dotant al mateix temps al producte d'un caràcter mediambiental que comença a ser exigida per les autoritats i que cada vegada es més valorat pels consumidors. D'altra banda, un producte final més lleuger resulta atractiu per als constructors, atès que millora les condicions de treball en l'obra. Malgrat tot l'esmentat, la rajola alleugerada és estructuralment distinta a la tradicional, i per tant també el seu comportament mecànic i tèrmic. Donat que es tracta d'un element constructiu, és necessari conèixer la seua resposta en condicions de treball i assegurar que compleix la normativa vigent.

La present tesi es proposa com a objectiu avaluar la conveniència de paviments ceràmics alleugerats fent servir les tècniques del modelat sòlid tridimensional i l'anàlisi per elements finits, establint al mateix temps les bases per a una definició òptima del relleu, entenent per òptim aquell disseny que combine de la forma més idònia estalvi màssic amb resposta mecànica i tèrmica, dins d'allò viable en la fabricació en sèrie actual. Donats els pocs antecedents trobats en la bibliografia en aquest sentit, la tesi pretén ser una primera aproximació a la problemàtica d'aquest tipus de productes, obrint una porta a estudis posteriors, i facilitant informació molt valuosa als departaments de disseny y fabricació de les empreses del taulellet.

Per a assolir aquest objectiu, es definiren 9 models distints de paviment (2 de referència i 7 basats en polígons regulars) dels quals es generaren un total de 70 versions (obtingudes per la variació de la profunditat de relleu i l'angle de paret del mateix) que foren sotmeses a 4 assajos de tipus mecànic i tèrmic recollits en la normativa que aplica a aquest tipus de ceràmica. Després de decidir que tant la massa como les tensions principals (criteri de Rankine) eren les magnituds a tindre en compte en l'estudi, s'obtingueren els esforços màxims de cada versió per a cada assaig així como la seua distribució. A continuació es definiren 4 coeficients de comparació suportats d'eines estadístiques essencials, segons els quals es pogué establir un ordre de idoneïtat global.

Finalment, gràcies a l'estreta col·laboració amb l'empresa KEROS CERÁMICA S.A., en el marc dels projectes “Estudio de viabilidad de la producción de baldosas cerámicas de baja densidad. Proyecto ECOLIGHT”, i “Integración de los procesos de esmaltado y decoración para la fabricación de la baldosa cerámica Ecolight. Proyecto DECOLIGHT”, es comprovà que la metodologia emprada era adequada per comparació amb els resultats obtinguts mitjançant la fabricació en condicions de planta i els assajos en laboratori de varis dels dissenys proposats en la tesi.

Amb tot s'ha conclòs que els models alleugerats, efectivament, responen davant sol·licitacions típiques de manera distinta que el model tradicional, de tal manera que, convenientment practicats, el relleus al dors poden millorar alhora el consum màssic y la resposta estructural. Per un altre costat, s'ha proposat un paràmetre denominat "gruix normalitzat en", en base al qual seria possible el càlcul de la resistència a flexió R segons la norma EN ISO 10545 "Baldosas Cerámicas", cosa que no es hui en dia estrictament viable per a paviments de grossària variable. Així mateix, s'ha establert una sèrie de pautes fonamentals de comportament que poder ser preses com una base per al disseny de relleus al dors particular de cada empresa. Entre les pautes més generals destaca el fet de que la variació de la profunditat del relleu afecta més a la idoneïtat de la rajola que la variació de l'angle de paret, obtenint-se la millor resposta composta (màssica, mecànica i tèrmica) per a valors intermedis d'ambdós paràmetres.

Amb independència de les pautes abans esmentades, la tesi proposa un principi de metodologia d'avaluació geomètrica de paviments que pot ser estès a altres tipus de productes ceràmics, i a altres variables de disseny com pogueren ser les dimensions característiques del format (llargària i amplària).

Paraules clau: paviment ceràmic, relleu al dors, anàlisi per elements finits, disseny òptim, resistència estructural.

SUMMARY

The ceramic tile industry and the Spanish one in particular, faces up to a highly saturated market and so needs to offer innovative products constantly, able to integrate functions which could be perceived by the user as added value. The new ceramic products have to be competitive in quality and look for an optimum from the economic and environmental point of view. Moreover they should facilitate transport and placing, and accomplish with the national and international regulations.

Ceramic tiles lightened by the execution of a back relieve could be manufactured with substantially less raw material than the traditional one, which has an effect not only in the saving of weight, but also in the saving of production and transport energy, which improves the economic balance of the enterprise (especially now that the cost of natural gas and sand is achieving historic maximums) , providing the product with an environmental character that is starting to be demanded by the authorities and it is even more considered by consumers. Additionally, a lighter final product is attractive to builders, since it improves the working conditions at the building site. Nevertheless, lightened tiles are structurally different from the conventional one, and so is their mechanical and thermic behaviour. Because it is a constructive element it is necessary to know its response under working conditions and assure that it accomplishes with the valid standards.

This doctoral thesis aims at the objective of evaluating the convenience of lightened ceramic floorings employing the techniques of solid three-dimensional modelling and finite elements analysis, establishing at the same time the bases for an optimal definition of the back relieve, understanding as an optimum the design that could combine in the aptest way weight saving and mechanic and thermic response, within the viability of the current serial manufacturing methods. Due to the very few antecedents found in the bibliography in this sense, this doctoral thesis opens a window to later studies and provides very valuable information to the design and production departments of the ceramic companies.

In order to achieve this objective, 9 different models were defined (2 reference models and 7 ones based on regular polygons) from which a total of 70 versions were generated (obtained by the variation of the back relieve depth and the wall angle) which underwent 4 tests (mechanic and thermic) included in the regulations that applied to this kind of ceramics. After deciding that both mass and principal stresses (Rankine criterion), were the magnitudes to consider in the study, the maximal stresses of each version for each test were calculated, as much as their distribution. Next, 4 comparison coefficients supported in essential statistic tools were defined and according to them a suitability order was established.

Finally, thanks to the close collaboration with the firm KEROS CERÁMICA S.A. in the frame of the projects “Study of the manufacturing viability of low density tiles. ECOLIGHT Project” and “Integration of the glazing and decorating processes for the manufacturing of the ceramic tile Ecolight. DECOLIGHT Project”, it been verified that the employed methodology was appropriate comparing with the results obtained by means of the manufacturing in shoopfloor conditions and laboratory tests of several of the designs proposed in the thesis.

Altogether, it has been concluded that lightened models have different response against typical requests, so that, back relieves could improve both raw material consumption and structural answer simultaneously. On the other hand, a parameter named “normalized thickness e_n ” has been proposed, which could permit the calculation of the flexural strength R as fixed by the standard EN ISO 10545 “Baldosas Cerámicas”, which nowadays is not strictly viable for variable thickness ceramic floorings. In addition, a set of fundamental behaviour guidelines have been extracted and could be taken as a basis for the back relieve design of any particular enterprise. Within the most general ones stands out the fact that the variation of the relieve depth affects suitability more intensively than the variation of the wall angle, being found the best compound response (mass, mechanic and thermic) for intermediate values of both parameters.

With independence of these guidelines, this thesis proposes a principal of methodology for the geometric evaluation of floorings that could be extended to other kinds of ceramic products and to other design variables, for instance the dimensions of the format (length and width).

Key words: ceramic flooring, back relieve, finite elements analysis, optimal design, structural strength.

ÍNDICE GENERAL

CAPÍTULO I: INTRODUCCIÓN	23
1. INTRODUCCIÓN	25
1.1. Definición y clasificación del pavimento cerámico	25
1.1.1. Definición del producto cerámico	25
1.1.2. Clasificación del pavimento cerámico	26
1.2. Criterios de diseño para pavimentos cerámicos	27
1.2.1. El diseño cerámico dentro del proceso productivo	27
1.2.2. Criterios actuales de diseño	28
1.2.3. Relieve al dorso en el diseño	28
1.3. Evolución del relieve al dorso	29
1.3.1. Evolución del relieve a dorso en función de la tecnología del proceso productivo	29
1.3.2. Relieves al dorso conformados por prensas de fricción y bicocción	31
• Relieves de botón	31
• Relieves de costilla	31
1.3.3. Relieves al dorso conformados por prensas hidráulicas y fabricados por monococción	32
1.3.4. Relieves al dorso actuales	32
1.4. Nuevos factores que condicionan el diseño de los pavimentos cerámicos: posibilidades del relieve al dorso	33
1.4.1. Mercado de oferta y demanda	34
1.4.2. Nuevas exigencias medioambientales	34
1.4.3. Normativa de obligado cumplimiento	36
• Norma EN ISO 10545 "Baldosas Cerámicas"	36
• Código Técnico de Edificación (CTE)	37
1.5. Nuevas herramientas en el diseño de pavimentos cerámicos	38
1.5.1. Aplicación de herramientas CAD en el diseño cerámico	39
1.5.2. Aplicación de análisis por elementos finitos a productos cerámicos	40
• Uso de elementos finitos sobre cerámica avanzada	40
• Uso de elementos finitos sobre pavimento cerámico	42
1.6. Conclusiones sobre la introducción	46
CAPÍTULO II: OBJETIVOS DE LA TESIS	49
2. OBJETIVOS DE LA TESIS	51
CAPÍTULO III: MATERIALES Y MÉTODOS	53
3. MATERIALES Y MÉTODOS	55
3.1. Descripción y justificación de los modelos	55
3.1.1. Geometría de los modelos	55
• Geometría de los modelos de referencia BASE y CERO	55
• Geometría de los modelos teselados UNO, TRES, CUATRO, CINCO, SEIS, SIETE y OCHO	57
3.1.2. Geometría de las versiones	60
• Versiones de los modelos teselados UNO, TRES, CUATRO, CINCO, SEIS, SIETE y OCHO	60
• Versiones de los modelos de referencia BASE y CERO	63
3.2. Materiales empleados	64
3.2.1. Composición de la pasta	64
3.2.2. Composición del esmalte	65
3.2.3. Propiedades mecánicas de los materiales empleados en la simulación	65
3.3. Método de modelado	66

3.4. Análisis por elementos finitos	67
3.4.1. Elección del programa de cálculo	67
3.4.2. Descripción del análisis por elementos finitos	69
3.4.3. Importancia de la linealidad en el análisis: cálculo de tensiones de ruptura	71
3.5. Descripción y justificación de los ensayos	71
3.5.1. Relación de los ensayos simulados con la normativa española e internacional	71
3.5.2. Hipótesis de carga y condiciones de contorno en la simulación	72
• Ensayo uniforme	72
• Ensayo puntual	73
• Ensayo flexión	73
• Ensayo térmico	75
3.6. Criterios de comparación	76
3.6.1. Decisión multicriterio en el sector cerámico	76
3.6.2. Criterio de masa mínima	76
3.6.3. Criterio de máximas prestaciones estructurales	77
• Criterios de resistencia estática	77
• Criterio de la máxima tensión normal de Rankine	78
• Criterio de las máximas prestaciones estructurales	80
3.6.4. Criterio global de comparación	81
3.7. Definición del espesor para el cálculo de la resistencia a flexión	81
CAPÍTULO IV: RESULTADOS	83
4. RESULTADOS	85
4.1. Ahorro másico	86
4.1.1. Masa	86
4.2. Ensayo uniforme	87
4.2.1. Tensión máxima principal	87
• Valores máximos	87
• Distribución de tensiones	90
4.2.2. Tensión mínima principal	99
• Valores máximos	99
• Distribución de tensiones	101
4.3. Ensayo puntual	105
4.3.1. Tensión máxima principal	105
• Valores máximos	105
• Distribución de tensiones	107
4.3.2. Tensión mínima principal	111
• Valores máximos	111
• Distribución de tensiones	113
4.4. Ensayo flexión	118
4.4.1. Interpretación de los resultados en el ensayo de flexión	118
4.4.2. Tensión máxima principal	119
• Valores máximos	119
• Definición del espesor equivalente para el cálculo de la resistencia a flexión R.....	120
• Distribución de tensiones	124
4.4.3. Tensión mínima principal	129
• Valores máximos	129
• Distribución de tensiones	132

4.5. Ensayo térmico	137
4.5.1. Flujo de calor	137
• Valores máximos.....	137
• Distribución de flujo.....	138
4.5.2. Tensión máxima principal	147
• Valores máximos.....	147
• Distribución de tensiones.....	148
4.5.3. Tensión mínima principal	153
• Valores máximos.....	153
• Distribución de tensiones.....	154
4.6. Aplicación de los criterios de comparación.....	163
4.6.1. Cálculo de los coeficientes de comparación.....	164
4.6.2. Cálculo del coeficiente de comparación global.....	165
• Agregados del coeficiente de comparación global.....	166
CAPÍTULO V: COMPROBACIÓN EXPERIMENTAL	167
5. COMPROBACIÓN EXPERIMENTAL	169
5.1. Ensayo experimental de flexión	169
5.2. Peculiaridades de la fabricación	171
CAPÍTULO VI: CONCLUSIONES.....	173
6. CONCLUSIONES	175
6.1. Comparación entre los modelos de referencia BASE y CERO	175
6.2. Comparación de los modelos con relieve frente al modelo tradicional CERO.....	176
6.2.1. Comparación de los modelos con relieve entre sí	178
6.3. Contribución metodológica de la tesis al diseño de pavimentos cerámicos	180
CAPÍTULO VII: DISCUSIÓN.....	181
7. DISCUSIÓN	183
CAPÍTULO VIII: REFERENCIAS.....	185
8. REFERENCIAS	187

ÍNDICE DE TABLAS

✓ Tabla 1.1–Características de baldosas cerámicas comerciales y clasificación normativa. ASCER “Guía de la Baldosa cerámica”	27
✓ Tabla 1.2–Clasificación de relieves al dorso en baldosa cerámica ofrecida por R. Galindo en el libro "El molde en la fabricación de la baldosa cerámica" (MACER, Castellón, 2002)	30
✓ Tabla 1.3–Evolución de las emisiones de GEI (MtCO ₂ eq/año) consolidada por G. Monrós.*Valores calculados asumiendo asignaciones a regulados (reducción del 2,5% en 2005-2007 sobre 2002) y los totales (reducción del 0,2% en 2005-2007 sobre 2002) RD1866/2004.	36
✓ Tabla 1.4–Extracto de la “tabla 3.1 de valores característicos de las sobrecargas de uso” expuesta en el Código Técnico de Edificación.	37
✓ Tabla 1.5–Extracto de la “tabla 3.6 incremento de temperatura debido a la radiación solar” expuesta en el Código Técnico de Edificación.	38
✓ Tabla 1.6–Resultados obtenidos por Amor en su simulación por AEF del sistema pavimento (MPa)	44
✓ Tabla 1.7–Geometría del modelo de Abreu en su simulación por AEF del sistema pavimento (mm)	44
✓ Tabla 1.8–Características mecánicas del modelo de Abreu en su simulación por AEF del sistema pavimento .45	
✓ Tabla 1.9–Resultados de la simulación realizada mediante el programa “MESES” por Carbajal, Miguel y Reig en su simulación por AEF del sistema pavimento	46
✓ Tabla 3.1–Comparación de los esfuerzos obtenidos en la simulación para CERO considerando relieves de bandas paralelas y damero (MPa)	56
✓ Tabla 3.2–Datos geométricos de las versiones paramétricas modeladas y ahorros máxicos con respecto a los modelos de referencia. Dimensiones en mm, mm ² y mm ³ , ángulos en grados.....	62
✓ Tabla 3.3–Detalles geométricos de las versiones paramétricas del modelo BASE	63
✓ Tabla 3.4–Detalles geométricos de las versiones paramétricas del modelo CERO.....	63
✓ Tabla 3.5–Propiedades mecánicas de pavimentos cerámicos según la bibliografía.....	66
✓ Tabla 3.6–Propiedades mecánicas seleccionadas para la pasta y el esmalte en la simulación	66
✓ Tabla 3.7–Comparación de resultados para el mismo AEF realizado con ProEngineer y ANSYS (desplazamientos en mm y tensiones en MPa).....	68
✓ Tabla 3.8–Detalles de los ensayos seleccionados para la simulación tomados de la norma EN ISO 10545 y del Código Técnico de Edificación - CTE.....	72
✓ Tabla 3.9–Valores mínimos de la resistencia a flexión R para pavimentos según la norma EN ISO 10545	74
✓ Tabla 4.1–Masas de los modelos en la simulación (Kg)	86
✓ Tabla 4.2–Porcentajes del ahorro máxico con respecto a CERO	87
✓ Tabla 4.3–Valores máxicos de σ_1 para el ensayo UNIFORME (MPa).....	88
✓ Tabla 4.4–Valores de carga _{ruptura} asociados a tracción para el ensayo UNIFORME (MPa)	89
✓ Tabla 4.5–Valores máxicos de σ_3 para el ensayo UNIFORME (MPa).....	99
✓ Tabla 4.6–Valores de carga _{ruptura} asociados a compresión para el ensayo UNIFORME (MPa)	101
✓ Tabla 4.7–Valores máxicos de σ_1 para el ensayo PUNTUAL (MPa)	106
✓ Tabla 4.8–Valores de carga _{ruptura} asociados a tracción para el ensayo PUNTUAL (MPa)	107
✓ Tabla 4.9–Valores máxicos de σ_3 para el ensayo PUNTUAL (MPa)	111
✓ Tabla 4.10–Valores de carga _{ruptura} asociados a compresión para el ensayo PUNTUAL (MPa)	113
✓ Tabla 4.11–Valores máxicos de σ_1 para el ensayo FLEXION (MPa)	119
✓ Tabla 4.12–Transformación del eje x de correlación, de valores de P y β a espesor medio e_m (mm)	120

✓ Tabla 4.13–Comparación entre el espesor medio e_m y el espesor normalizado e_n propuesto por la tesis para el caso de σ_1 (mm)	121
✓ Tabla 4.14–Valores de carga _{ruptura} asociados a tracción para el ensayo FLEXION (MPa).....	122
✓ Tabla 4.15–Valores de F_{rotura} asociados a tracción para el ensayo FLEXIÓN (N).....	123
✓ Tabla 4.16–Valores de resistencia a flexión R asociados a tracción en relación al espesor normalizado e_n (MPa)	123
✓ Tabla 4.17–Valores máximos de σ_3 para el ensayo FLEXION (MPa)	129
✓ Tabla 4.18–Comparación entre el espesor medio e_m y el espesor normalizado e_n propuesto por la tesis para el caso de σ_3	130
✓ Tabla 4.19–Valores máximos de la flecha para el ensayo FLEXION (mm).....	131
✓ Tabla 4.20–Valores de carga _{ruptura} asociados a compresión para el ensayo FLEXION (MPa).....	132
✓ Tabla 4.21–Valores máximos de flujo de calor para el ensayo TÉRMICO ($Wmm^{-2}C^{-1}$)	137
✓ Tabla 4.22–Valores máximos de σ_1 para el ensayo TÉRMICO (MPa)	147
✓ Tabla 4.23–Valores máximos de σ_3 para el ensayo TÉRMICO (MPa)	153
✓ Tabla 4.24-Valores de los coeficientes de comparación C1, C2 y C3. "U" denota en ensayo "UNIFORME", "P" ensayo "PUNTUAL", "F" ensayo "FLEXION" y "T" ensayo "TÉRMICO"	164
✓ Tabla 4.25-Valores de del coeficiente global de comparación C_{global}	165
✓ Tabla 4.26-Valor agregado del coeficiente global de comparación C_{global} máximo y mínimo por modelo	166
✓ Tabla 4.27-Valor agregado del coeficiente global de comparación C_{global} máximo y mínimo por versión	166
✓ Tabla 5.1-Valores de la resistencia a flexión R obtenidos experimentalmente para la baldosa ESTÁNDAR (MPa)	170
✓ Tabla 5.2-Valores de la resistencia a flexión R obtenidos experimentalmente para la baldosa HEXAGONAL (MPa)	170
✓ Tabla 5.3-Valores de la resistencia a flexión R obtenidos en la simulación para CERO y SEIS (MPa)	170
✓ Tabla 6.1-Porcentajes de mejora estructural y requerimientos para la obtención de dichas mejoras mostrados por los modelos teselados considerados en la tesis	177
✓ Tabla 6.2-Naturaleza de los esfuerzos críticos para cada carga típica y diferencia porcentual de influencia ...	178

ÍNDICE DE FIGURAS

✓ Figura 1.1–Esquema del proceso de producción cerámico.....	27
✓ Figura 1.2–Relieve de bandas paralelas, relieve en retícula más abecedario y sellos de empresa tomados de "El molde en la fabricación de la baldosa cerámica" del autor R. Galindo (MACER, Castellón, 2002)	30
✓ Figura 1.3–Antiguos planos de relieves de botón tomados de "El molde en la fabricación de la baldosa cerámica" del autor R. Galindo (MACER, Castellón, 2002).....	31
✓ Figura 1.4–Antiguos planos de relieves de costilla y pieza cerámica con relieve de costilla angular tomados de "El molde en la fabricación de la baldosa cerámica" del autor R. Galindo (MACER, Castellón, 2002)	32
✓ Figura 1.5–Relieves más frecuentes en la actualidad: costillas finas, bandas paralelas, damero, nido de abeja y relieve irregular o con texturas. Fotografías tomadas en las instalaciones comerciales del distribuidor "Leroy Merlin"	33
✓ Figura 1.6–Modelo de Bowman y Banks y gradiente de temperaturas en su simulación por AEF del sistema pavimento.....	43
✓ Figura 1.7–Representación de los esfuerzos según los ejes planos en el estudio de Abreu del sistema pavimento por AEF.....	45
✓ Figura 3.1–Representación plana y detalle tridimensional del modelo BASE considerado en la simulación	55
✓ Figura 3.2–Representación plana y detalle tridimensional del modelo CERO considerado en la simulación	56
✓ Figura 3.3–Gráfico de isotensiones mínimas principales para CERO considerando relieves de bandas paralelas y damero	57
✓ Figura 3.4–Representación plana y detalle tridimensional del modelo UNO considerado en la simulación.....	58
✓ Figura 3.5–Representación plana y detalle tridimensional del modelo TRES considerado en la simulación	58
✓ Figura 3.6–Representación plana y detalle tridimensional del modelo CUATRO considerado en la simulación.....	58
✓ Figura 3.7–Representación plana y detalle tridimensional del modelo CINCO considerado en la simulación	58
✓ Figura 3.8–Representación plana y detalle tridimensional del modelo SEIS considerado en la simulación	59
✓ Figura 3.9–Representación plana y detalle tridimensional del modelo SIETE considerado en la simulación	59
✓ Figura 3.10–Representación plana y detalle tridimensional del modelo OCHO considerado en la simulación ...	59
✓ Figura 3.11–Comparación de la nitidez entre los resultados gráficos con ProEngineer y ANSYS. Ejemplo UNO.	69
✓ Figura 3.12–Vista del modelo CINCO modelado con ProEngineer, a dimensión completa y un cuarto.....	69
✓ Figura 3.13–Representación teórica de los elementos SOLID92 y SOLID87 empleados en el AEF ("ANSYS User's manual: Elements Vol.III", Swanson Analysis Systems, Inc., 1999).....	70
✓ Figura 3.14–Malla tridimensional de elementos finitos empleada por ProEngineer, módulo Mecánica. Ejemplo SIETE.....	70
✓ Figura 3.15–Esquema del ensayo UNIFORME en la simulación	73
✓ Figura 3.16–Esquema del ensayo PUNTUAL en la simulación	73
✓ Figura 3.17–Esquema del ensayo FLEXION según la norma e hipótesis teóricas en la simulación.....	74
✓ Figura 3.18–Esquema del ensayo TÉRMICO en la simulación.....	75
✓ Figura 3.19–Esquema del ensayo de tracción normalizado y gráfico tensión-deformación típico.....	77
✓ Figura 3.20–Transformación de esfuerzos tridimensionales a direcciones principales	78
✓ Figura 4.1–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo UNIFORME para las versiones en β de SIETE.....	88
✓ Figura 4.2–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo UNIFORME para BASE	90
✓ Figura 4.3–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo UNIFORME para CERO.....	90
✓ Figura 4.4–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo UNIFORME para UNO	91

✓ Figura 4.5–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo UNIFORME para TRES	92
✓ Figura 4.6–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo UNIFORME para CUATRO.....	93
✓ Figura 4.7–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo UNIFORME para CINCO	94
✓ Figura 4.8–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo UNIFORME para SEIS.....	95
✓ Figura 4.9–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo UNIFORME para SIETE.....	96
✓ Figura 4.10–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo UNIFORME para OCHO	97
✓ Figura 4.11–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo UNIFORME para TRES(2mm) y SIETE(8mm).....	98
✓ Figura 4.12–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo UNIFORME para TRES(2mm) y SIETE(8mm).....	98
✓ Figura 4.13–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo UNIFORME para versiones en P de UNO	100
✓ Figura 4.14–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo UNIFORME para versiones en β de SEIS.....	100
✓ Figura 4.15–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo UNIFORME para BASE	101
✓ Figura 4.16–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo UNIFORME para CERO.....	102
✓ Figura 4.17–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo UNIFORME para UNO	102
✓ Figura 4.18–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo UNIFORME para TRES	102
✓ Figura 4.19–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo UNIFORME para CUATRO.....	103
✓ Figura 4.20–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo UNIFORME para CINCO	103
✓ Figura 4.21–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo UNIFORME para SEIS.....	104
✓ Figura 4.22–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo UNIFORME para SIETE.....	104
✓ Figura 4.23–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo UNIFORME para OCHO	105
✓ Figura 4.24–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo PUNTUAL para BASE.....	107
✓ Figura 4.25–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo PUNTUAL para CERO.....	107
✓ Figura 4.26–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo PUNTUAL para UNO	108
✓ Figura 4.27–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo PUNTUAL para TRES.....	108
✓ Figura 4.28–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo PUNTUAL para CUATRO	109
✓ Figura 4.29–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo PUNTUAL para CINCO.....	109
✓ Figura 4.30–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo PUNTUAL para SEIS	110
✓ Figura 4.31–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo PUNTUAL para SIETE.....	110
✓ Figura 4.32–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo PUNTUAL para OCHO.....	111
✓ Figura 4.33–Variación de σ_3 ensayo PUNTUAL para OCHO(2mm) y UNO(6mm).....	112
✓ Figura 4.34–Variación de σ_3 ensayo PUNTUAL para OCHO(50°) y UNO(80°).....	112
✓ Figura 4.35–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo PUNTUAL para BASE.....	114
✓ Figura 4.36–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo PUNTUAL para CERO	114
✓ Figura 4.37–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo PUNTUAL para UNO	114
✓ Figura 4.38–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo PUNTUAL para TRES.....	115
✓ Figura 4.39–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo PUNTUAL para CUATRO	115
✓ Figura 4.40–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo PUNTUAL para CINCO.....	116
✓ Figura 4.41–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo PUNTUAL para SEIS	116
✓ Figura 4.42–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo PUNTUAL para SIETE.....	117
✓ Figura 4.43–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo PUNTUAL para OCHO.....	117

✓ Figura 4.44–Variación σ_3 ensayo PUNTUAL para TRES(8mm), CUATRO(8mm) y SEIS(8mm)	118
✓ Figura 4.45–Interpretación de los resultados en el ensayo FLEXIÓN.....	119
✓ Figura 4.46–Tendencias lineales de los valores medios de σ_1 para el ensayo de FLEXIÓN respecto del espesor medio e_m	121
✓ Figura 4.47–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo FLEXION para BASE	124
✓ Figura 4.48–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo FLEXION para CERO	124
✓ Figura 4.49–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo FLEXION para UNO.....	125
✓ Figura 4.50–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo FLEXION para TRES	125
✓ Figura 4.51–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo FLEXION para CUATRO.....	126
✓ Figura 4.52–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo FLEXION para CINCO	126
✓ Figura 4.53–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo FLEXION para SEIS.....	127
✓ Figura 4.54–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo FLEXION para SIETE	127
✓ Figura 4.55–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo FLEXION para OCHO	128
✓ Figura 4.56–Pared de relieve en sección media actuando como nervio para CUATRO y SEIS	128
✓ Figura 4.57–Eje de asimetría para CINCO y SIETE.....	129
✓ Figura 4.58–Tendencias lineales de los valores σ_3 para el ensayo FLEXIÓN respecto del espesor medio e_n	130
✓ Figura 4.59–Tendencias lineales de los valores de flecha para el ensayo de FLEXIÓN respecto del espesor medio e_m	131
✓ Figura 4.60–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo FLEXION para BASE	132
✓ Figura 4.61–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo FLEXION para CERO	133
✓ Figura 4.62–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo FLEXION para UNO.....	133
✓ Figura 4.63–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo FLEXION para TRES	133
✓ Figura 4.64–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo FLEXION para CUATRO.....	134
✓ Figura 4.65–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo FLEXION para CINCO	134
✓ Figura 4.66–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo FLEXION para SEIS.....	135
✓ Figura 4.67–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo FLEXION para SIETE	135
✓ Figura 4.68–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo FLEXION para OCHO	136
✓ Figura 4.69–Distribución completa de las fuerzas de compresión para el ensayo FLEXION.....	136
✓ Figura 4.70–Gráfico de isoflujo ensayo TÉRMICO para BASE.....	138
✓ Figura 4.71–Gráfico de isoflujo ensayo TÉRMICO para CERO	138
✓ Figura 4.72–Gráfico de isoflujo ensayo TÉRMICO para UNO.....	139
✓ Figura 4.73–Gráfico de isoflujo ensayo TÉRMICO para TRES.....	140
✓ Figura 4.74–Gráfico de isoflujo ensayo TÉRMICO para CUATRO	141
✓ Figura 4.75–Gráfico de isoflujo ensayo TÉRMICO para CINCO	142
✓ Figura 4.76–Gráfico de isoflujo ensayo TÉRMICO para SEIS	143
✓ Figura 4.77–Gráfico de isoflujo ensayo TÉRMICO para SIETE	144
✓ Figura 4.78–Gráfico de isoflujo ensayo TÉRMICO para OCHO.....	145
✓ Figura 4.79–Variaciones de flujo en función de P. Ejemplo TRES. Relieve.....	146
✓ Figura 4.80–Variaciones de flujo en función de P. Ejemplo TRES. Cara vista.....	146
✓ Figura 4.81–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo TÉRMICO para BASE	148

✓ Figura 4.82–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo TÉRMICO para CERO	148
✓ Figura 4.83–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo TÉRMICO para UNO.....	149
✓ Figura 4.84–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo TÉRMICO para TRES.....	149
✓ Figura 4.85–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo TÉRMICO para CUATRO	150
✓ Figura 4.86–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo TÉRMICO para CINCO	150
✓ Figura 4.87–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo TÉRMICO para SEIS	151
✓ Figura 4.88–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo TÉRMICO para SIETE	151
✓ Figura 4.89–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo TÉRMICO para OCHO.....	152
✓ Figura 4.90–Picos de σ_1 para el ensayo TÉRMICO y cambios dimensionales. Ejemplo CUATRO.	152
✓ Figura 4.91–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo TÉRMICO para BASE.....	154
✓ Figura 4.92–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo TÉRMICO para CERO	155
✓ Figura 4.93–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo TÉRMICO para UNO.....	156
✓ Figura 4.94–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo TÉRMICO para TRES.....	157
✓ Figura 4.95–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo TÉRMICO para CUATRO	158
✓ Figura 4.96–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo TÉRMICO para CINCO	159
✓ Figura 4.97–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo TÉRMICO para SEIS	160
✓ Figura 4.98–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo TÉRMICO para SIETE	161
✓ Figura 4.99–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo TÉRMICO para OCHO.....	162
✓ Figura 4.100–Áreas de distinto grado de compresión para el relieve y la cara decorada	163
✓ Figura 6.1–Superficies efectivas de contacto entre la baldosa cerámica y el mortero para los modelos de referencia BASE (ideal) y CERO (comercial).....	176
✓ Figura 6.2–Esquema de la metodología de diseño de relieves al dorso propuesta por la tesis.....	180

ÍNDICE DE ECUACIONES

✓ Ecuación 1: Resistencia a flexión R según la norma EN ISO 10545-4	36
✓ Ecuación 2: Linealidad entre sollicitaciones y esfuerzos.....	71
✓ Ecuación 3: Fuerza de rotura F, basada en la resistencia a flexión R.....	74
✓ Ecuación 4: Coeficiente de comparación C1.....	76
✓ Ecuación 5: Matriz de tensiones.....	78
✓ Ecuación 6: Relación entre la matriz de tensiones y los esfuerzos principales	79
✓ Ecuación 7: Desarrollo del polinomio cúbico de tensiones principales.....	79
✓ Ecuación 8: Esfuerzos cortantes principales	79
✓ Ecuación 9: Condiciones del criterio de resistencia estática de Rankine para materiales frágiles	79
✓ Ecuación 10: Valores máximos de tensión de tracción y tensión de compresión en la simulación	80
✓ Ecuación 11: Coeficientes de comparación C2 y C3.....	80
✓ Ecuación 12: Cargas de ruptura asociadas a tracción y a compresión	80
✓ Ecuación 13: Coeficiente de comparación global C_{global}	81
✓ Ecuación 14: Espesor medio.....	81
✓ Ecuación 15: Espesor normalizado para tracción	121
✓ Ecuación 16: Fuerza de rotura a tracción en el ensayo de flexión	122
✓ Ecuación 17: Espesor normalizado para compresión	130
✓ Ecuación 18: Porcentaje de mejora en la resistencia a flexión R según resultados experimentales.....	170
✓ Ecuación 19: Porcentaje de mejora en la resistencia a flexión R según resultados simulados.....	170

CAPÍTULO I: INTRODUCCIÓN

1. INTRODUCCIÓN

La presente tesis se propone como objetivo evaluar la conveniencia de pavimentos cerámicos aligerados por conformado de relieve de dorso, estableciendo pautas sencillas de diseño que puedan ayudar a las empresas en el lanzamiento de nuevos productos.

Antes de exponer los detalles de este estudio técnico, es conveniente conocer el producto cerámico en profundidad. Además de su definición y clasificación estándar, se expone a continuación el estado de desarrollo de los pavimentos actuales, las nuevas propuestas y tendencias del sector, así como la evolución y situación actual del relieve al dorso como factor de diseño, lo cual lleva implícito el análisis del proceso de producción mismo, y en especial de la fase de prensado.

Las distintas tendencias de diseño han tratado, como en cualquier otro sector, de satisfacer al público objetivo maximizando los beneficios de la empresa, y en ese sentido, la “moda” ha condicionado tradicionalmente la naturaleza de la oferta cerámica. Hoy en día, además del mercado en su sentido más comercial, existen otros factores que condicionan poderosamente la necesidad de productos más eficientes. En la industria española moderna, estos son, fundamentalmente, el cumplimiento la normativa medioambiental, de calidad y seguridad; unido a la reducción del consumo energético y de pastas, cuyos precios han crecido de forma exponencial en los últimos años. Es por ello que también en este apartado se clarifica la influencia de estos factores en el sector cerámico y la adecuación de los pavimentos aligerados a los nuevos objetivos medioambientales y constructivos.

En relación al proceso de diseño en sí mismo, se presentará el grado de implantación de herramientas CAD en el sector, y más en detalle se comentarán los trabajos precedentes de estudio de cerámicas mediante elementos finitos, lo cual pondrá de manifiesto lo poco desarrollado que está este método en la industria cerámica, y la puerta que en esa dirección trata de abrir este trabajo.

Con todo ello se pretende dar una imagen global del contexto de esta tesis, así como justificar los objetivos de la misma, que serán descritos con propiedad inmediatamente después.

1.1. DEFINICIÓN Y CLASIFICACIÓN DEL PAVIMENTO CERÁMICO

1.1.1. Definición del producto cerámico

De forma general, se entiende por producto cerámico cualquiera de las siguientes variantes: cerámica estructural, revestimientos y pavimentos cerámicos, cerámica blanca, cerámica técnica, cerámica refractaria y finalmente y con carácter marginal la cerámica decorativa o artesanal. La fabricación de cada uno de estos tipos de cerámica varía sensiblemente, y ha consolidado sectores productivos bien distintos, los cuales emplean no sólo mecanismos fabriles diferentes, sino que están orientados a públicos totalmente dispares.

1.1.2. Clasificación del pavimento cerámico

El revestimiento y pavimento cerámico, indistintamente conocido con el nombre de baldosa cerámica (y antaño con el nombre de azulejo, aunque esta es una denominación poco genérica), tiene cualidades estéticas y funcionales indiscutibles y propias, que le han procurado un lugar de excepción en muchos ámbitos de la construcción.

Su utilización en arquitectura para el recubrimiento tanto de suelos como de paredes, en locales privados o públicos, se remonta en España a finales del siglo XIII, con los alicatados musulmanes. De hecho, la Península Ibérica fue la vía por la que llegaron a Occidente, por manos de los árabes, las técnicas de vidriado. A lo largo del tiempo, y hasta el paulatino desarrollo de las modernas líneas productivas de la época actual, tienen particular brillantez los azulejos de estilo gótico-mudéjar, barroco y modernista.¹

Para una definición de producto más específica, se puede acudir a la norma EN ISO 10545 “Baldosas Cerámicas”, en la cual se cita que las baldosas cerámicas son *“placas de poco grosor, generalmente utilizadas para revestimiento de suelos y paredes, fabricadas a partir de composiciones de arcillas y otras materias primas inorgánicas, que se someten a molienda y/o amasado, se moldean y seguidamente son secadas y cocidas a temperatura suficiente para que adquieran establemente las propiedades requeridas”*².

En la norma citada anteriormente, la clasificación básica de las baldosas se realiza en función de dos variables: el método de conformación del producto y la porosidad (o absorción de agua) del material del soporte. Las baldosas pueden ser moldeadas por extrusión (grupo A de la norma) o por prensado en seco (grupo B). En cuanto a la porosidad, ésta se expresa como el porcentaje de absorción de agua sobre el peso total del producto según un ensayo normalizado. Así, la absorción de agua hasta el 3 % se considera baja (grupo I) y dentro de ella, hasta el 0,5 % muy baja (grupo Ia). Entre 3 y 6 %, se considera media-baja (grupo IIa) y entre 6 y 10 % media-alta (grupo IIb). Por encima del 10 % la absorción se considera alta (grupo III).

Las baldosas pueden clasificarse también según el método productivo (monococción o bicocción) y el acabado superficial (no esmaltadas, esmaltadas, pulidas...). Hace unas décadas, en general, los pavimentos no decorados de aspecto rústico se producían por monococción, mientras que las piezas esmaltadas, que ofrecen un abanico casi infinito de variantes de decoración, y se fabricaban casi por completo por bicocción. Actualmente, la tecnología ha permitido que prácticamente toda la producción sea por monococción.

De acuerdo con la clasificación anterior y completándola, en el mercado se conocen seis tipos de baldosa cerámica: azulejo, pavimento de gres, gres porcelánico, baldosín catalán, gres rústico y barro cocido. Sin embargo, estas denominaciones son usadas de forma distinta por los fabricantes, con lo que conviene remitirse a la clasificación expuesta por la norma en caso de duda. La Asociación Española de Fabricantes de Azulejos, Pavimentos y Baldosas Cerámicas (ASCER), en su manual “Guía de la Baldosa Cerámica”, ofrece una tabla orientativa muy valiosa en ese sentido³:

TIPO DE BALDOSA	MÉTODO DE CONFORMADO	MATERIAL DEL SOPORTE	APLICACIÓN DE ESMALTE	MEDIDAS HABITUALES (cm)	ESPESOR HABITUAL (mm)	GRUPO SEGÚN NORMATIVA
Azulejo tradicional	Prensa	Poroso	Sí	10x10 a 45x60	<10	BII
Pavimento de gres	Prensa	No poroso	Sí	10x10 a 60x60	>8	B1b-B1a
Gres porcelánico	Prensa	No poroso	No	15x15 a 60x60	>8	B1a
Baldosín catalán	Prensa	Poroso	No	13x13 a 24x24	<8	A11b-A111
Gres rústico	Prensa	No poroso	Ambos	11.5x11.5 a 37x37	>10	A1-A11a
Barro cocido	Extrusión	Poroso	No	Gran variedad	>10	A11b2°-A111

Tabla 1.1—Características de baldosas cerámicas comerciales y clasificación normativa. ASCER "Guía de la Baldosa cerámica"

Además de los pavimentos y revestimientos cerámicos propiamente dichos, los constructores necesitan de otro tipo de piezas para completar los ambientes que darán al espacio a recubrir su acabado final. Estas piezas son normalmente producidas no por las grandes azulejeras, sino por productores especializados: los llamados fabricantes de piezas especiales³. Ejemplos de estas piezas son las cenefas, rodapiés...etc.

1.2. CRITERIOS DE DISEÑO PARA PAVIMENTOS CERÁMICOS

1.2.1. El diseño cerámico dentro del proceso productivo

El proceso de producción cerámico es un proceso tremendamente complejo, que parte de la captura de intenciones de diseño (basadas en las preferencias del mercado o modas, la competencia, los costes de fabricación y distribución, las posibilidades tecnológicas de la planta, las materias primas disponibles, normativa...etc.) y finaliza con la consecución física de los lotes convenientemente clasificados según el tono y el calibre. Entre medias, las fases más importantes son la de acopio de materiales para la pasta y el esmalte, la preparación de los mismos, su conformado (prensado, extrusión...etc.), secado, decoración, cocción, clasificación, almacenamiento y distribución. Todo ello envuelto, por supuesto, en un minucioso control de calidad.

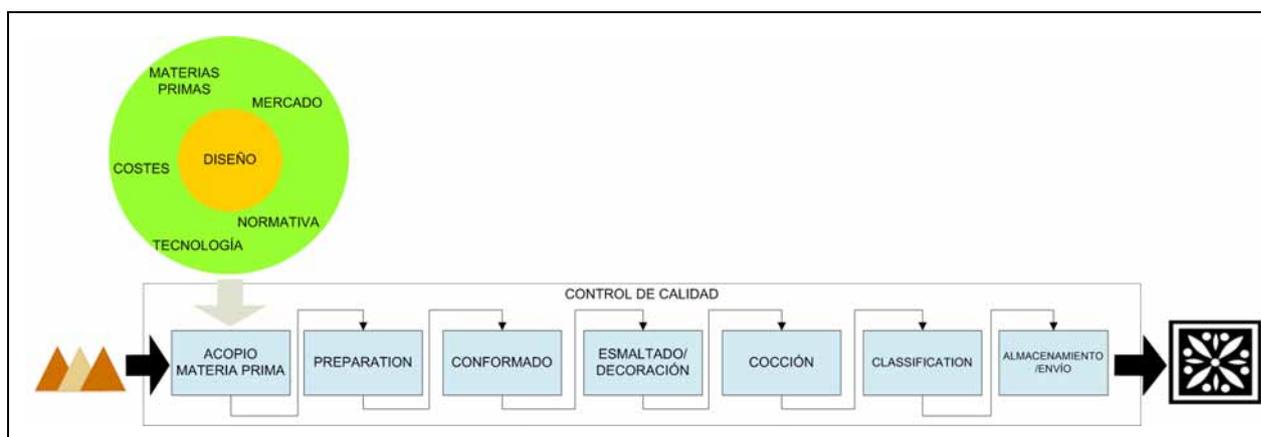


Figura 1.1—Esquema del proceso de producción cerámica

El diseño, por tanto, es la fase más decisiva de la producción, al incorporar todos los factores que influyen en el éxito de los productos desde el punto de vista económico e ingenieril. Según algunos expertos, como más tarde se comentará, esta fase supone sólo el 5% del coste de desarrollo, pero incide el 70% del coste final.

1.2.2. Criterios actuales de diseño

Como ha quedado reflejado en el apartado anterior, la baldosa cerámica es un producto complejo desde la perspectiva de la ciencia de materiales. Como consecuencia, el diseño de pavimentos ha estado tradicionalmente muy influido por el desarrollo químico del proceso productivo y la elaboración de nuevas formulaciones tanto de pastas como de fritas y esmaltes.

Por otro lado, la gran amplitud de cualidades estéticas que permite la baldosa, y que sin duda constituye una ventaja competitiva frente a los productos sustitutivos (terrazo, parquet, moqueta, mármol...etc.) ha forzado el desarrollo de los procesos de diseño de la cara vista (diseño estético) y la mejora de las tecnologías de impresión (serigrafía rotativa o plana, inyección de tinta mediante impresora, sinterización laser de pigmentos...etc.).

Recientemente, ha cobrado gran importancia la funcionalidad de la pieza. El diseño basado en funciones “adicionales” está abriendo nichos de mercado totalmente nuevos. Es el caso de la cerámica sensorial, radiante, mobiliaria, fosforescente, fotovoltaica, autolimpiable, instalada en seco...etc.⁴. Los modernos usos que se le están dando a la cerámica han abierto los horizontes tanto de los productores como de los consumidores. La atribución básica (recubrir) se supone satisfecha con excelencia, y son ahora las funciones adicionales las que comienzan a marcar la diferencia y a ser demandadas. Basadas en nuevos conceptos estéticos, o en propiedades noveles generadas gracias a combinaciones químicas avanzadas, estos productos están llamados a convertirse en el nuevo estandarte del sector. Un examen más exhaustivo puede encontrarse en el trabajo de Moreno⁵.

Sin embargo, la geometría de la baldosa ha permanecido en un segundo plano como criterio de diseño. Tan sólo el formato (dimensiones externas, es decir, longitud y amplitud) ha tenido relevancia. Así, la tendencia es a formatos más grandes y rectangulares. Estos formatos, aunque están siendo recibidos por los consumidores con entusiasmo, presentan serias dificultades técnicas tanto de fabricación (falta de estabilidad antes de la cocción, agrietamiento, descuadres...etc.) como de colocación.

1.2.3. Relieve al dorso en el diseño

El relieve al dorso es la forma, normalmente malla, retícula o teselación, que ofrece la superficie posterior de la baldosa cerámica. Esta superficie, opuesta a la superficie vista o decorada, es aquella que interacciona con el material de agarre (mortero, pegamento...etc.) fijando la pieza a la pared en caso de revestimiento, o al suelo en caso de pavimento. Dentro de la geometría de la pieza, la consideración del relieve al dorso para el lanzamiento de nuevos productos es hoy en día prácticamente anecdótica.

Los relieves han sido practicados sobre las baldosas desde el inicio de su producción seriada, pero fue la introducción del conformado mediante prensas de husillo lo que permitió el inicio de la fabricación de piezas con perfiles rectos y relieve al dorso, tal y como son ahora conocidos.

Este relieve tenía en principio dos funciones. Por un lado, facilitaba el secado de las piezas al generar huecos en el apilado que mejoraban la circulación del aire y así la evaporación del agua en

exceso. Por otro lado, mejoraba la colocación en obra, puesto que el relieve aumentaba la superficie de contacto con el adhesivo o mortero dotando a la sujeción, además, de tridimensionalidad.

Sin embargo, la evolución de los procesos de producción disminuyó la necesidad y tiempo de apilado, y el desarrollo de los nuevos morteros restó importancia a la dimensión de la superficie de contacto. Todo ello resultó en el paulatino desinterés de los diseñadores e ingenieros por las bondades del relieve al dorso.

En el siguiente apartado se expone de forma más detallada como esta evolución ha tenido lugar en España, y el estado actual de los relieves al dorso en el mercado.

1.3. EVOLUCIÓN DEL RELIEVE AL DORSO

La bibliografía relacionada con el diseño de pavimentos cerámicos, su evolución histórica y entorno actual es extensa. Sin embargo, son poquísimos los trabajos que se han ocupado de las peculiaridades del relieve al dorso.

Vicent Joan Estall i Polés en su excelente libro "Catálogo de la colección de azulejos de serie del siglo XIX" (Faenza Editrice, Castellón, 2000)⁶, propone una clasificación tipológica de los relieves del dorso de las baldosas del siglo XIX del Museo del Azulejo de Onda. Así mismo, Rafael Galindo en la obra "El molde en la fabricación de la baldosa cerámica" (MACER, Castellón, 2002)⁷, detalla la evolución de los relieves en función de los condicionantes tecnológicos del sector a través del tiempo.

A continuación se relata de forma breve esta evolución, basada en los dos textos anteriormente citados, y en la observación de los catálogos actuales de algunas de las empresas productoras y distribuidoras de pavimentos más importantes de España.

1.3.1. Evolución del relieve a dorso en función de la tecnología del proceso productivo

La evolución de los relieves al dorso ha estado condicionada al desarrollo de la tecnología del proceso productivo cerámico, en especial en lo que atañe a las fases de presado y cocción.

Con las iniciales prensas de husillo, el relieve habitual, y seguramente el único mecánicamente posible era el de bandas paralelas, conseguido mediante el cepillado manual de las bandas en uno de los punzones del molde. Relieves de estas características están ya presentes en los antiguos catálogos que se conservan de las empresas "Peris", "La Esperanza", "La Primitiva" y "La Valenciana", datados entre 1860 y 1880.

El relieve de bandas derivó de forma natural en el relieve en forma de retícula cuadrada, obtenido mediante un segundo cepillado del punzón en forma de bandas perpendiculares a las anteriores. En muchos casos, se reservaba un lugar del punzón para incorporar el nombre de la empresa, que estaba grabado en un pequeño sello de latón que se sujetaba al punzón posteriormente. También era habitual el uso de letras en negativo para modelar en el dorso de la pieza cualquier tipo de leyenda. Ejemplos precoces de esta técnica se pueden observar en pavimentos de la empresa "La Valenciana" fabricados entre 1857 y 1870. También en esta época comienzan a hacer su aparición los biseles que compactaban los vértices del soporte. Estos biseles prevenían las roturas, particularmente

en el apilado, que se prolongaba en aquella época durante largos periodos debido a las rudimentarias técnicas de cocción basadas en el horno túnel de vagonetas, el cual creaba un cuello de botella a la entrada del horno.

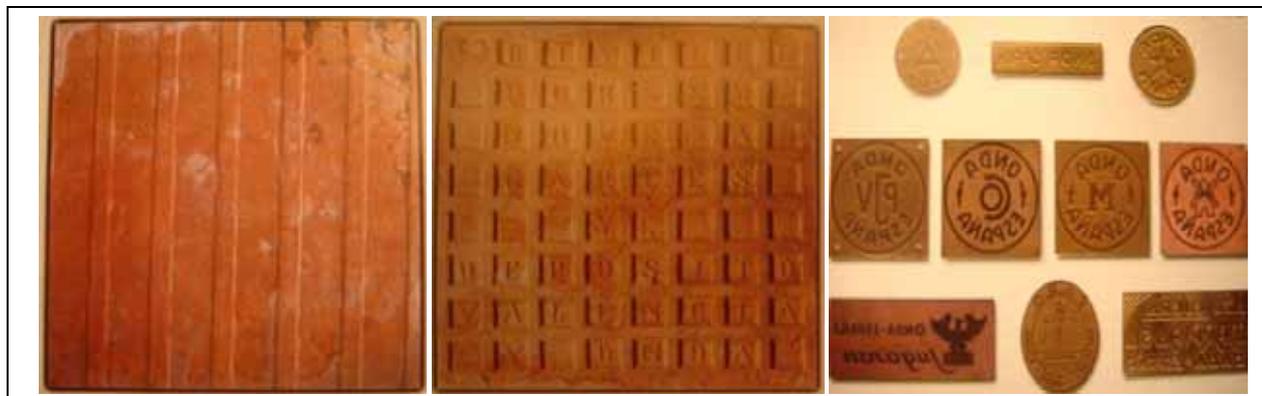


Figura 1.2–Relieve de bandas paralelas, relieve en retícula más abecedario y sellos de empresa tomados de "El molde en la fabricación de la baldosa cerámica" del autor R. Galindo (MACER, Castellón, 2002)

Tiempo después, la entrada de las prensas de fricción en las líneas conseguiría una notable automatización del prensado gracias al nuevo y todavía actual sistema de extracción (basado en dos pistones y candelas); y un enorme aumento de la productividad, ya que la nueva potencia de presando permitía el empleo de varias salidas simultáneas. La tecnología de los moldes fue mejorada y los relieves al dorso comenzaron a adquirir gran variedad.

Finalmente, las prensas hidráulicas y el desarrollo de los hornos monoestrato con transporte por rodillos, propiciaron el final salto tecnológico que terminó de definir las características de los moldes actuales, y por tanto del relieve al dorso. La monococción comenzó a sustituir al antiguo método de bicocción en la década de los 80, aligerando y abaratando enormemente el proceso global.

Según esta evolución tecnológica, R. Galindo ofrece una completa clasificación de los relieves al dorso, como se muestra en la siguiente tabla:

GRUPO	TIPO	DESCRIPCIÓN	CONFORMADO (Prensa)	FABRICACIÓN	
A	Relieves de botón	Botones aislados	Circulares	Fricción	Bicocción
			Cuadrados	Fricción	Bicocción
		Botones en retícula	Circulares	Fricción	Bicocción
			Cuadrados	Fricción	Bicocción
B	Relieves de costilla	Costilla exenta		Fricción	Bicocción
		Costilla agrupada		Fricción	Bicocción
		Costilla de superficie		Hidráulica	Monococción
C	Reticulados	Nido de abeja		Hidráulica	Mono., Bicocción
		Damero		Hidráulica	Monococción
		Reticulado circular		Hidráulica	Monococción
		Reticulado mixto		Hidráulica	Monococción
D	Texturas			Hidráulica	Monococción

Tabla 1.2-Clasificación de relieves al dorso en baldosa cerámica ofrecida por R. Galindo en el libro "El molde en la fabricación de la baldosa cerámica" (MACER, Castellón, 2002)

A continuación se detallan las características más significativas de estos relieves

1.3.2. Relieves al dorso conformados por prensas de fricción y bicocción

El proceso productivo de la bicocción en hornos túnel obligaba al almacenamiento de las baldosas secas, que por limitaciones técnicas rara vez superan el formato 15*15 cm². Los relieves al dorso, que habían adquirido gran variedad gracias a la introducción de la prensas de fricción, eran diseñados fundamentalmente para mejorar las condiciones del producto durante el apilado, es decir, facilitar el apilado mismo y conseguir una uniforme evacuación de agua que evitara diferencias de compactación que tras la cocción se convertían en defectos de calidad irreversibles, como es el caso del llamado “clareado de la costilla”.

Por otro lado, la calidad de los materiales de adhesión era todavía baja, y el relieve debía también ser escogido de manera que contribuyera positivamente en la colocación en obra.

En este contexto, los relieves de mayor aceptación eran tanto los relieves de botón como los de costilla.

- **Relieves de botón**

Los relieves de botón estaban conformados por pequeñas columnas (botones) de altura entre 1 y 2 mm, de base circular o cuadrada, que solían formar agrupaciones (mallas o retículas) con o sin interconexiones, las cuales se consolidaban en los propios botones y/o en extremos libres. Las columnas eran en general de forma piramidal, con la base mayor sobre el interior del relieve, de manera que la extracción del molde fuera posible.

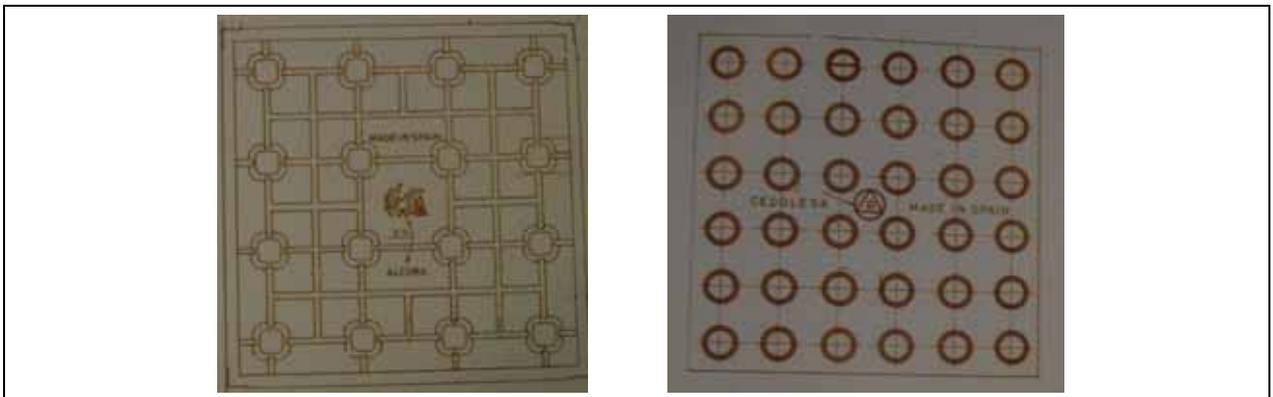


Figura 1.3–Antiguos planos de relieves de botón tomados de "El molde en la fabricación de la baldosa cerámica" del autor R. Galindo (MACER, Castellón, 2002)

- **Relieves de costilla**

En los llamados relieves de costilla, la retícula estaba formada por escalones rectangulares (costillas) de altura también entre 1 y 2 mm, y sección igualmente troncocónica. El tamaño de las costillas variaba enormemente de unos modelos a otros, pudiendo ser su longitud razonablemente grande en comparación con las dimensiones externas de la pieza, en cuyo caso no solían estar agrupadas. En cambio, las costillas pequeñas y estrechas se unificaban en general en conjuntos de 4 hasta 9 elementos

Las costillas del mismo plato solían ser iguales, aunque la norma se rompía en ocasiones para proporcionar espacio al sello del fabricante o grabar algún tipo de inscripción. La relación entre las dimensiones de la propia costilla oscilaba entre 1.1 y 4. La orientación de los escalones solía ser longitudinal, aunque las ordenaciones radiales también eran frecuentes.

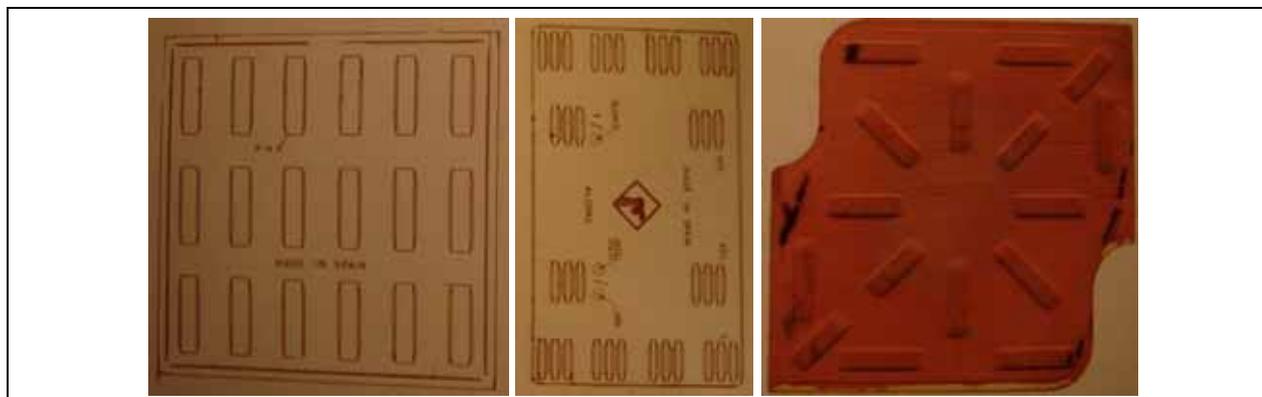


Figura 1.4–Antiguos planos de relieves de costilla y pieza cerámica con relieve de costilla angular tomados de "El molde en la fabricación de la baldosa cerámica" del autor R. Galindo (MACER, Castellón, 2002)

1.3.3. Relieves al dorso conformados por prensas hidráulicas y fabricados por monococción

La llegada de los nuevos métodos de cocción basados en hornos monoestrato dejó definitivamente a la bicocción en un segundo plano, en favor de la monococción, mucho más rápida y eficiente, y transformó completamente el objetivo y por tanto el diseño de los relieves al dorso.

En un principio, los hornos disponían de placas lisas sobre las cuales se ubicaba la baldosa durante la cocción, por lo que el relieve no tenía influencia en la estabilidad de la misma durante el transporte. Sin embargo, las placas dejaron paso rápidamente a los rodillos (técnica actual), con lo que los relieves demasiado profundos podían quedar atrapados y dar lugar a movimientos indeseados, balanceos e incluso a la superposición o caída de las piezas. Con los crecientes ritmos de producción, estos problemas comenzaron a ser frecuentes e importantes, y la decisión tomada consistió en el abandono de los relieves en el diseño.

Al mismo tiempo, el sector de los materiales de agarre desarrolló nuevos adhesivos de acción química (polímeros y resinas) y colocación en capa fina que aseguraban una sujeción óptima casi con independencia de la calidad de la superficie de agarre. Este factor, unido al aumento de la producción de gres (posible por el desarrollo de la monococción), mucho menos poroso y de mejor adherencia, anuló la importancia del relieve en la colocación a partir de los años 80.

Así, ya desde los 90, la inclusión de relieves al dorso ha sido poco más que una práctica marginal, de escasa relevancia como factor de diseño.

1.3.4. Relieves al dorso actuales

A pesar de la situación totalmente adversa a la cual se enfrenta el relieve al dorso en la actualidad, continúa siendo habitual su ejecución, puesto que una superficie posterior totalmente lisa sería peligrosamente deslizante durante la fabricación y poco propicia durante la colocación, a pesar de los nuevos morteros y de la masiva presencia del gres.

En su mayoría, los relieves actuales tienen forma de retícula obtenida por la repetición de uno o varios módulos no necesariamente idénticos entre sí. Algunos relieves característicos son los llamados “dameros”, formados por cuadrados ordenados que recibe este nombre por su similitud con el tablero de damas; o los “nidos de abeja”, en donde la unidad fundamental, como en la naturaleza, es el hexágono. También el relieve de bandas paralelas y el de costillas finas pueden encontrarse fácilmente.

Recientemente han ganado terreno los relieves irregulares o basados en texturas, fáciles de conformar y cuyo resultado funcional y estético ha demostrado ser muy acertado.

En cualquier caso, la profundidad de los relieves es en general inferior a 1mm.



Figura 1.5–Relieves más frecuentes en la actualidad: costillas finas, bandas paralelas, damero, nido de abeja y relieve irregular o con texturas. Fotografías tomadas en las instalaciones comerciales del distribuidor “Leroy Merlin”.

1.4. NUEVOS FACTORES QUE CONDICIONAN EL DISEÑO DE LOS PAVIMENTOS CERÁMICOS: POSIBILIDADES DEL RELIEVE AL DORSO

Llegados a este punto, resultaría difícil justificar la necesidad de apostar de nuevo por los relieves al dorso como factor de diseño: el proceso productivo y la colocación parecen no requerirlo, y los diseñadores han abandonado su consideración desde hace años.

Sin embargo, la situación actual del sector cerámico europeo (y español en particular) exige la entrada en el mercado de productos que puedan ser más competitivos en calidad y precio, y además cumplan con la normativa vigente en materia medioambiental, productiva y de seguridad en la edificación.

En este marco, las baldosas aligeradas por conformado de relieve al dorso, que pueden ser fabricadas con una cantidad de materia prima sustancialmente inferior a la tradicional, abren una puerta al ahorro másico y energético, y deben ser estudiadas para fijar su adecuación a las normas de calidad en la producción y de seguridad en la construcción.

En los siguientes apartados se muestran los conceptos básicos de cambio que estos nuevos factores han traído a la industrial cerámica, y que justifican el desarrollo de baldosas aligeradas por relieve al dorso.

1.4.1. Mercado de oferta y demanda

Los clústeres europeos de España e Italia han liderado el sector de los pavimentos cerámicos en las últimas décadas, y continúan liderando las exportaciones. Sin embargo, desde hace unos años, la contribución a la producción mundial de estas concentraciones territoriales apenas representa el 30%. La razón reside en el nuevo protagonismo que está adquiriendo la industria cerámica china (que ostenta actualmente el 33% de la producción mundial), y la brasileña³.

El rápido crecimiento de estos núcleos productivos se debe fundamentalmente a los siguientes factores: un crecimiento del mercado interno sin precedentes (la construcción ha experimentado una auténtica revolución en estos países, arrastrando con ella al sector cerámico), mano de obra más barata, y políticas arancelarias muy protectoras.

De forma muy generalista, mientras que los clústeres tradicionales buscan competir en calidad, diseño y tecnología; los productores emergentes lo hacen en precio. Sin embargo, esta tendencia podría cambiar en los próximos años debido al rápido progreso tecnológico de los nuevos fabricantes. El suministro de bienes de equipo ha sido un factor de ventaja para la industria cerámica europea, fundamentalmente la italiana, pero en los últimos años se detecta una presencia masiva de bienes de equipo e incluso plantas completas de “última generación” también en los productores asiáticos y latinoamericanos.

En este sentido, la industria europea y española está obligada al desarrollo de productos más competitivos a todos los niveles, que puedan hacer frente a la oferta de los productores emergentes.

1.4.2. Nuevas exigencias medioambientales

La consideración del impacto ambiental es hoy en día un factor industrial estratégico. El proceso de fabricación de pavimentos y revestimientos requiere de grandes cantidades de materia prima y energía, y produce un volumen de residuos, tanto sólidos como líquidos y gaseosos, considerable. El empleo de gas natural, la cogeneración (introducida en los 90) y el uso de filtros, depuradores y mezcladores automáticos de tintas (los llamados “tintómetros”) ha mejorado notablemente esta situación. Sin embargo, la subida de precios tanto de la materia prima (entre un 2% y 67% dependiendo de la materia de 2000 y 2005⁸) como de la energía (aproximadamente un 60% para el gas natural y un 25% para la energía eléctrica desde 2000⁹), junto con las exigencias sociales y legislativas cada vez más estrictas, hacen necesarias nuevas optimizaciones.

En relación a la nueva situación normativa, la Ley 16/2002 de Prevención y Control de la Contaminación (IPPC)¹⁰, que transpone la directiva UE 96/61/CE, obliga a las empresas a conseguir un permiso medioambiental gubernamental, en el que *“se fijarán las condiciones ambientales que se exigirán para la explotación de las instalaciones y, entre otros aspectos, se especificarán los valores límite de emisión de sustancias contaminantes, que se basarán en las mejores técnicas disponibles y*

tomando en consideración las características técnicas de la instalación, su implantación geográfica y las condiciones locales del medio ambiente”.

No menos importante y problemática resulta la implantación del famoso “Protocolo de Kyoto”. En junio de 1992, 154 países firmaban en el seno de la Conferencia de la Tierra de Río de Janeiro el documento titulado “Convención de Naciones Unidas sobre El Cambio Climático”¹¹ por el cual se comprometían a lograr el objetivo recogido en el segundo artículo: “...alcanzar (...) la estabilización de la concentración de los gases invernadero en la atmósfera a un nivel que pueda prevenir peligrosas interferencias antropogénicas en el sistema climático...”

Las directrices del documento eran un tanto difusas y ninguno de los países firmantes actuó de forma inmediata. Sin embargo, la evidencia de la repercusión que el modo actual de vida y progreso tiene sobre el entorno y la presión social al respecto, consiguió que en diciembre de 1999 esos mismos países firmaran el “archi-nombrado” (que no conocido, por desgracia) “Protocolo de Kyoto sobre el Cambio Climático”, formalizando objetivos y fechas para la reducción de emisiones de GEI (Gases de Efecto Invernadero)¹².

En Mayo de 2002 la Unión Europea ratificaba el protocolo quedando a la espera de la confirmación rusa, que fue finalmente hecha pública en diciembre de 2004. Así el protocolo entró en vigor en Europa el pasado 6 de febrero de 2005.

La implementación del protocolo de Kyoto en España se ha desarrollado mediante el Real Decreto Ley 5/2004 de regulación del régimen del comercio de derechos de emisión de GEI (que transpone la Directiva 2003/87/CE¹³) y el Real Decreto 1866/2004 de aprobación del Plan Nacional de Asignación de derechos de emisión (PNA)¹⁴, completado por la decisión de la subsecretaría de la presidencia de 26 de enero de 2005 por la que se aprueba la asignación individual de derechos de emisión a las instalaciones.

Los fabricantes de productos cerámicos, y en general todas las industrias afectadas por la directiva, adoptaron una postura inicial muy reactiva frente al desarrollo del llamado “mercado de emisiones de GEI”, que establecería los límites de emisión permitidos a cada sector^{15 16}. En el clúster de Castellón, donde se concentra el 99% de las empresas de pavimentos y revestimientos cerámicos de España, preocupaban no sólo los umbrales que fijaría la directiva para su actividad, sino también la consideración de la cogeneración, donde el sector es líder en número de instalaciones y megavatios de potencia. El miedo de los empresarios estaba en parte justificado, ya que una interpretación estricta de la directiva llevaba a conclusiones catastróficas: incremento de los costes productivos del 34%, descenso de la producción del 26%, más de 60 cierres y pérdida de unos 6.000 puestos de trabajo¹⁷.

Afortunadamente, la resolución definitiva de las asignaciones a instalaciones ha dado una oportunidad realista de reconversión a la industria. En realidad, los derechos de emisión concedidos cubren sin problemas las emisiones de las instalaciones afectadas para el periodo 2005-2007, como muestra la tabla siguiente consolidada por Monrós¹⁸:

SECTOR	EMISIONES DE GEI (MtCO ₂ eq/año)						
	1990	2002	2005-2007	OBJETIVO 2012	OBJETIVO 2017	OBJETIVO 2020	
REGULADO	ELÉCTRICO	61.61	95.95	86.4	76.39	69.70	65.74
	BALDOSAS	0.41	1.10	0.88	0.72	0.66	0.62
	FRITAS	0.22	0.60	0.67	0.59	0.54	0.51
NO REGULADO*		166.52	237.02	240.42			
TOTAL		285.69	401.34	400.7			

Tabla 1.3-Evolución de las emisiones de GEI (MtCO₂eq/año) consolidada por G. Monrós. *Valores calculados asumiendo asignaciones a regulados (reducción del 2,5% en 2005-2007 sobre 2002) y los totales (reducción del 0,2% en 2005-2007 sobre 2002) RD1866/2004.

En líneas generales los factores de emisión del sector de baldosas cerámicas han mejorado considerablemente en el tiempo, sin embargo, la consecución de los objetivos para 2012, 2017 y 2020 requerirá un esfuerzo extraordinario. Hasta el momento, la reducción ha sido resultado de la implementación de estrategias de cogeneración (aunque la escasa competencia entre suministradores de gas provoca que los precios del combustible todavía influyan y mucho en los precios unitarios) y mejoras del secado, mientras que para algunos autores, la ingeniería del horno monoestrato ha variado poco comparativamente al prescindir de la carga inerte en la cocción referente a soportes^{19 20 21}.

En cualquier caso, las medidas han sido tomadas sobre los procesos y no sobre los productos, lo cual ha cerrado, hasta el momento, una puerta muy interesante al ahorro energético. Los modelos aligerados propuestos por esta tesis buscan ser un precedente en este sentido.

1.4.3. Normativa de obligado cumplimiento

Los pavimentos cerámicos, como producto final, están sujetos fundamentalmente a 2 normas: la norma EN ISO 10545 “Baldosas cerámicas”² que sustituye a la norma EN 100:1991 y cuenta con 17 partes; y el Código Técnico de Edificación (CTE)²², en particular el Documento Básico sobre Seguridad Estructural y Acciones en la Edificación DB SE-AE²³.

- **Norma EN ISO 10545 “Baldosas Cerámicas”**

El uso de la norma EN ISO 10545 “Baldosas Cerámicas” lleva años extendido en la industria. Su empleo ha permitido a los fabricantes trabajar sobre un mismo estándar de calidad, y emplear una misma terminología en cuanto a los parámetros definitorios de los productos cerámicos, como son la absorción de agua, la porosidad abierta, la densidad aparente, la resistencia al impacto, la resistencia a la abrasión profunda y superficial, la resistencia al cuarteo...etc.

Una parte vital de la norma, y en especial en lo referente a la adecuación de los pavimentos aligerados por relieve a dorso, es la definición y obtención normalizada de resistencia a flexión *R* (EN ISO 10545-4). Esta resistencia se define como “la magnitud expresada en newtons por milímetro cuadrado obtenida al dividir la fuerza de rotura por el cuadrado del grosor mínimo en la sección de rotura”, es decir:

$$R = \frac{3FL}{2bh^2}$$

Ecuación 1: Resistencia a flexión *R* según la norma EN ISO 10545-4

Donde F es la fuerza de rotura, L la distancia entre los apoyos, b la anchura de la pieza y h el espesor mínimo de la sección de rotura.

La limitación de esta definición la aporta el parámetro h , que en todo momento es considerado constante (el adjetivo “mínimo” se refiere a la reducción de la sección por estricción, no por geometría) y que no admite por tanto la evaluación de pavimentos en donde este espesor presente una variación considerable. Por citar textualmente, la norma apunta con respecto a este parámetro lo siguiente: “El cálculo de la resistencia a flexión se basa en una sección transversal rectangular. En el caso de baldosas con grosor no uniforme la medida del grosor mínimo en la sección de rotura sólo da resultados aproximados. La aproximación es mayor cuanto menos acentuado sea el relieve”.

Esta tesis pretende ofrecer una solución a esta problemática, tratando de hallar la forma de introducir espesores variables en la actual formulación, por ejemplo a través de la definición de un espesor medio. Este concepto será expuesto con mayor detalle en el capítulo “MATERIALES Y MÉTODOS”.

- **Código Técnico de Edificación (CTE)**

En cuanto a las baldosas cerámicas como elementos estructurales, los pavimentos no han estado, por sí solos, sometidos a reglamentación alguna en España en materia de edificación hasta hace poco. En la actualidad, la normativa europea ya afecta al sistema revestimiento-mortero-forjado, y se prevén medidas concretas para cada uno de estos componentes. En España, el Código Técnico de Edificación es el reglamento de referencia, organizado en 8 Documentos Básicos (DB), que abordan la seguridad estructural de las construcciones en todas sus variantes²⁴.

El Documento Básico sobre Seguridad Estructural y Acciones en la Edificación DB SE-AE (Parte 2, marzo de 2006), en su apartado “3.1.1 Acciones Variables – Valores de la sobrecarga” establece las cargas de deben soportar los elementos estructurales:

Tabla 3.1 Valores característicos de las sobrecargas de uso					
Categoría de uso		Subcategorías de uso		Carga uniforme [kN/m ²]	Carga concentrada [kN]
A	Zonas residenciales	A1	Viviendas y zonas de habitaciones en, hospitales y hoteles	2	2
		A2	Trasteros	3	2
B	Zonas administrativas			2	2
C	Zonas de acceso al público (con la excepción de las superficies pertenecientes a las categorías A, B, y D)	C1	Zonas con mesas y sillas	3	4
		C2	Zonas con asientos fijos	4	4
		C3	Zonas sin obstáculos que impidan el libre movimiento de las personas como vestíbulos de edificios públicos, administrativos, hoteles; salas de exposición en museos; etc.	5	4
		C4	Zonas destinadas a gimnasio u actividades físicas	5	7
		C5	Zonas de aglomeración (salas de conciertos, estadios, etc)	5	4
D	Zonas comerciales	D1	Locales comerciales	5	4
		D2	Supermercados, hipermercados o grandes superficies	5	7
E	Zonas de tráfico y de aparcamiento para vehículos ligeros (peso total < 30 kN)			2	20
F	Cubiertas transitables accesibles sólo privadamente			1	2
G	Cubiertas accesibles únicamente para conservación	G1	Cubiertas con inclinación inferior a 20°	1	2
		G2	Cubiertas con inclinación superior a 40°	0	2

Tabla 1.4-Extracto de la “tabla 3.1 de valores característicos de las sobrecargas de uso” expuesta en el Código Técnico de Edificación.

Así mismo, el apartado “3.4.2 Acciones Térmicas – Cálculo de la acción térmica”, fija los valores extremos de variación de temperatura para elementos expuestos a la radiación solar en función de tono:

Orientación de la superficie	Color de la superficie		
	Muy claro	Claro	Oscuro
Norte y Este	0 °C	2 °C	4 °C
Sur y Oeste	18 °C	30 °C	42 °C

Tabla 1.5-Extracto de la “tabla 3.6 incremento de temperatura debido a la radiación solar” expuesta en el Código Técnico de Edificación.

Aunque el documento debe ser aplicado sobre los forjados en su conjunto, la simulación de estas cargas, tanto mecánicas como térmicas, sobre el pavimento por separado, permitiría conocer a priori su comportamiento individual, y facilitar su diseño en función del uso final. Este tipo de estrategia de diseño, como se comentó en el sub-apartado de este capítulo “CRITERIOS DE DISEÑO APLICADOS EN LA ACTUALIDAD”, no se considera hoy en día, y podría claramente facilitar la adaptación de los pavimentos a las exigencias del código.

Es por ello que la tesis tomará como hipótesis de carga para la simulación los valores indicados por el CTE, y presentará un principio de evaluación mediante elementos finitos a este fin. En el capítulo “MATERIALES Y MÉTODOS” se relatan con detalle estas hipótesis de carga.

1.5. NUEVAS HERRAMIENTAS EN EL DISEÑO DE PAVIMENTOS CERÁMICOS

Hasta el momento se ha expuesto el estado del diseño de los pavimentos cerámicos, en el cual, el desarrollo de nuevas propuestas químicas y estéticas, junto con las nuevas funciones dominan la tendencia. El relieve al dorso, que había comenzando como factor de diseño jugando un importante papel tanto en la fabricación como en la colocación, perdió su esencialidad con la llegada de los hornos monoestrato y los nuevos adhesivos.

Sin embargo, el contexto que rodea a la industria cerámica europea y nacional hoy en día justifica la investigación de pavimentos aligerados, ya que permitirían competir en calidad y precio con los productos procedentes de los fabricantes emergentes, cumplir con los nuevos objetivos medioambientales, así como contemplar y ampliar la norma de obligado cumplimiento tanto en producción como en edificación.

Con todo, la tesis no sólo ofrece el estudio de estos relieves, buscando pautas que puedan ayudar a las empresas en su definición particular. Además, se opta por el empleo de una técnica de simulación casi desconocida en el sector: el modelado sólido tridimensional (o modelado virtual) y el análisis por elementos finitos (AEF). Estas técnicas constituyen una parte fundamental de la incorporación de herramientas CAD (Computer Assisted Design) a la línea de producción cerámica.

La construcción de maquetas virtuales mediante software de diseño industrial, permitiría disponer de prototipos inmateriales que pueden ofrecer gran cantidad de información valiosa sobre el nuevo modelo, entre ellas, aspecto, necesidades de fabricación y embalaje; y peculiaridades de colocación. El prototipo virtual no sólo ofrece una visualización realista del producto aisladamente, sino

que es posible insertarlo en cualquier tipo de ambiente (construcción de entornos 3d virtuales), para conocer sus posibilidades de comercialización.

En todo caso, la capacidad más importante de los modelos virtuales radica en la realización de ensayos (también virtuales) tanto mecánicos como térmicos, que permitan conocer los costes reales de la fabricación, ajustar las variables del proceso productivo (p.ej. fuerza de prensado o temperatura de cocción) y saber de antemano la adecuación del producto respecto de la normativa.

Estos ajustes agilizan el lanzamiento de nuevos productos y minimizan las tiradas en concepto de prototipos físicos, lo cual tiene un gran impacto en la eficiencia de la planta, dada la tendencia actual hacia la fabricación de lotes cada vez más pequeños (rangos entre los 2.000 y los 10.000 m²), con más y más complejos diseños (la media se sitúa entre los 20 y los 40 modelos distintos por fabricante). De esta manera se flexibiliza y automatiza el sistema, lo que permite reducir los tiempos de ciclo de desarrollo y producción, y limitar el manejo de almacenes tanto de producto intermedio como final, lo cual encarece y entorpece la gestión²⁵.

Seguidamente se muestra en detalle la conveniencia del uso del modelado virtual junto con el AEF, así como el estado del arte de esta técnica dentro de la industria cerámica, en el contexto de las nuevas herramientas CAD.

1.5.1. Aplicación de herramientas CAD en el diseño cerámico

El empleo de herramientas CAD en la industria cerámica no ha sido frecuente hasta la fecha. Sin embargo, el uso de ordenadores, bases de datos, mecanismos de visión artificial e incluso sistemas de automáticos tanto en el diseño de los productos como en el control de calidad es cada vez mayor.

Para un análisis exhaustivo del estado del arte de las herramientas CAD y visión artificial en el control de calidad, se recomienda el trabajo de Boukouvalas, Costa, Petrou, Erginel, Wang, Latorre, Smith y Tortajada^{26 27 28 29 30 31 32 33 34}. Especial mención merece el proyecto MONOTONE (V Programa Marco de la Comisión Europea), cuyo título completo era "Control Automático de la Impresión Industrial" que durante sus 36 meses (de julio de 2002 a junio de 2005) fue coordinado por el Centro de Investigación en Tecnologías Gráficas (CITG) en el seno de la Universidad Politécnica de Valencia (UPV), contando con la colaboración de 13 socios de reconocido prestigio internacional, tanto universidades y centros de investigación, como empresas. El proyecto tenía como objetivo fundamental el desarrollo, validación e implantación de un sistema predictivo de control de calidad en una línea de fabricación cerámica, basado en un aumento de la automatización y en la integración de las distintas fases productivas, especialmente las relacionadas con el esmaltado y la decoración. Los conocimientos adquiridos así como la tecnología desarrollada debían servir tanto a los productores de cerámicos para mejorar sus diseños ahorrando costes, como a los fabricantes de maquinaria para introducir los mecanismos de control en sus equipos³⁵.

En lo que se refiere al diseño decorativo de la baldosa, son varios los proyectos surgidos con el objetivo de digitalizar las librerías de patrones y hacer accesible la información de forma centralizada mediante un sistema informático, como es el caso del proyecto SIMOD ("Sistema de Información de Motivos de Diseño") el cual permite un rediseño esquematizado y registrado. La construcción de una

base de datos con tales capacidades permite al diseñador acceder a una gran cantidad de información, filtrada a su antojo. El ahorro de tiempo en la fase conceptual del producto, y la mejora cualitativa y cuantitativa son evidentes. Para un estudio en profundidad de la problemática del diseño decorativo cerámico, del proyecto SIMOD y otras propuestas en este sentido se recomienda el trabajo de Gomis, Valiente, Carretero, Contero y Albert^{36 37 38 39 40}.

Una importante consecuencia de la implantación de este tipo de herramientas CAD es la generación simultánea de Datos Del Producto (PD), que pueden ser gestionados en colaboración con los distintos agentes del proceso creativo y productivo, abriendo las puertas a la ingeniería concurrente. Las empresas del sector cerámico y especialmente las del clúster de Castellón son entidades fuertemente asociadas, donde los proveedores de materias primas; fritas, colores y esmaltes; y maquinaria juegan un papel vital en la cadena de valor. Si se tiene en cuenta que el diseño de un nuevo producto supone sólo el 5% del coste total de desarrollo de éste, pero determina un 70% del coste final de fabricación⁴¹, se apreciará la necesidad de implicar de forma efectiva a cada uno de los participantes. Por otro lado, la maduración de la filosofía de la ingeniería concurrente ha derivado en nuevas concepciones como la ingeniería colaborativa, basada en la “Empresa Extendida”, que centra sus esfuerzos en realzar la mutua interacción y gestión del conocimiento entre diferentes firmas usando herramientas tecnológicas, y en particular, soluciones para la gestión del ciclo de vida del producto (PLM). La implantación de estas teorías en la industria cerámica fue abordada de manera directa por el proyecto español CE-TILE, como expone el trabajo desarrollado por Vila, Romero, Galmes y Agost⁴².

1.5.2. Aplicación de análisis por elementos finitos a productos cerámicos

La optimización de medios continuos es una parte del diseño óptimo estructural que ya fue iniciada por Maxwell y Michell en el siglo XIX⁴³, pero que ha estado supeditada al desarrollo de las modernas tecnologías CAD para ser útil, puesto que se requería (y requiere), ya desde el principio, potentes capacidades de cálculo.

El método de los elementos finitos ha sido, de entre los métodos de optimización de medios continuos, el más empleado por la industria en su conjunto. Brevemente, la idea básica del método de elementos finitos, originada en el campo de la ingeniería aeronáutica, consiste en la discretización de una región en donde se define un problema de medio continuo en otras regiones más pequeñas con formas geométricas sencillas llamadas elementos finitos. Las acciones sobre el medio continuo, las propiedades de los materiales que lo componen, y las relaciones que definen el comportamiento de dicho medio, son consideradas sobre puntos determinados de los elementos (nodos). Se da lugar entonces a un sistema de ecuaciones que tras un proceso de ensamblaje permite pasar a un problema discreto (modelo numérico o computacional), cuya solución aporta una noción suficientemente precisa e intuitiva del comportamiento del problema continuo inicial⁴⁴.

- **Uso de elementos finitos sobre cerámica avanzada**

La gran mayoría de productos cerámicos constituyen medios continuos sometidos a sollicitaciones exigentes. Su evaluación y cálculo mediante la aplicación de AEF se perfila como una herramienta adecuada, y así su uso ha experimentado un notable crecimiento recientemente.

Los campos en los que más ha evolucionado esta técnica, dentro del sector cerámico, son aquellos relacionados con las cerámicas avanzadas, en especial las usadas en medicina (implantes dentales en su mayoría), y en automoción y aeronáutica (cerámicas de alta resistencia a la temperatura y a la abrasión, ferrolíticas y piezoeléctricas). La aplicación de AEF ha buscado, en estos casos, la evaluación mecánica y térmica de los materiales, y en menos ocasiones, de las piezas. Los análisis han evaluado desde el rango de tensiones y deformaciones frente a cargas tipo, crecimiento de grieta y resistencia a fatiga y probabilidad de fallo catastrófico (típico de materiales frágiles), hasta, de forma inversa, la obtención de las constantes del material, como el módulo de elasticidad (E), el coeficiente de expansión térmica (α) o la dureza superficial Vickers o Mohr, para unas sollicitaciones potenciales. Los resultados obtenidos por los métodos numéricos han demostrado su bondad, en tanto en cuanto presentan valores similares a los obtenidos en los ensayos físicos, realizados en el laboratorio.

En el caso concreto de la odontología, los trabajos varían desde la evaluación de prótesis comerciales, en donde las piezas eran divididas en dos regiones de carácter bien distinto (exterior rígido deformable e interior viscoelástico)⁴⁵; hasta la simulación del inicio y crecimiento de grietas⁴⁶, desconchado y astillado en el mecanizado, obtención de información acerca de la integridad superficial de las piezas^{47 48 49 50 51}, previsión de la vida útil y compatibilidad^{52 53 54}.

En lo que se refiere a cerámicas avanzadas para sectores productivos, la evaluación de productos con base de alúmina ha acaparado gran cantidad de trabajos^{55 56 57 58 59}, al ser ésta una materia prima básica de la industria del abrasivo. También como base de circuitos electrónicos con propiedades piezoeléctricas, la alúmina ha sido sometida a AEF^{60 61 62}. Finalmente, su uso se extiende a la formación de armaduras compuestas, que junto con capas goma y epoxis dan lugar a recubrimientos de alta fiabilidad^{63 64 65 66}. Otras investigaciones se han centrado en el establecimiento de metodologías de diseño óptimo, incluso para el caso de probetas normalizadas para la evaluación de materiales frente a tensiles⁶⁷. Por otro lado, el estudio del inicio y propagación de grietas también ha sido extensamente analizado en este campo. Tomando como muestra estudios de barras de cristal, los métodos numéricos basados en elementos finitos han probado ser adecuados frente a las limitaciones tradicionales de la mecánica del medio continuo^{68 69 70 71 72 73 74}.

En cualquiera de las aplicaciones, el software comercial ANSYS® ha sido el empleado en la gran mayoría de las ocasiones, siendo marginales los desarrollos propios. Cabe destacar que, también como normal general, los sistemas son simplificados mediante la eliminación detalles y la aplicación de restricciones de simetría en uno o dos ejes. El uso de elementos planos (de 4 y 8 nodos) también predomina sobre los sólidos, puesto que las geometrías llevadas a estudio rara vez son lo suficientemente complejas como para justificar un elemento tridimensional (en muchas ocasiones se trata de probetas de sección constante). Por otra parte, el mapeado libre o mapeado indiferentemente suele sufrir procesos de refinamiento en aquellas áreas críticas a priori (como taladros o cambios de sección), a fin de asegurar la adecuación de los resultados y, por supuesto, la convergencia. Finalmente, los materiales se suponen en casi el 100% de los casos, isotrópicos y linealmente elásticos.

Como se aprecia, las decisiones tomadas para plantear los análisis son motivadas por un doble objetivo: representar lo más fielmente posible el comportamiento real del material, y al mismo tiempo reducir al máximo los recursos necesarios para la computación, es decir, acortar el tiempo y la memoria que el equipo necesita para terminar la prueba.

- **Uso de elementos finitos sobre pavimento cerámico**

En contraposición al masivo uso que durante los últimos años se le ha dado a los AEF para la evaluación de cerámicas avanzadas, su aplicación en el sector de los pavimentos y revestimientos ha sido tímida. Esta situación no es de extrañar, teniendo en cuenta el marcado carácter tradicional que todavía tiene la industria, especialmente en España.

Aún así, varios trabajos han sentado precedente para la continua expansión de esta técnica.

Camacho, Fuentes M.E., Fuentes L., García y Pérez^{75 76} analizaron la evolución de la distribución de tensiones en un cuerpo cerámico durante la cocción. Para distintas condiciones de cocido (incluyendo prensado en caliente y cocción tradicional) se planteó un problema de equilibrio de tensiones, teniendo en cuenta varios comportamientos constitutivos como el modelo de Riedel para policristales, el modelo de celdas de Sherer para amorfos, y el modelo de Kahn para fluencia según una ley de potencia. Cuatro fueron los casos estudiados en los cuales se tenían en cuenta 3 probetas cilíndricas sometidas a una fuerza de compresión axial, y una pieza completa compuesta por una capa de esmalte, otra de engobe y la base (bizcocho o soporte). Las principales conclusiones fueron: (i) la distribución de tensiones en el prensado en caliente es semejante a la fría a pesar de condiciones diferentes de prensado y de considerar distintos comportamientos constitutivos, (ii) el comportamiento termo-elástico puede usarse como una aproximación aceptable para los materiales arcillosos, y (iii) los gradientes de temperatura y su efecto en la viscosidad del cuerpo en las dilataciones térmicas juegan un papel esencial en la distribución de tensiones.

Farzin, Taheri y Eghbali⁷⁷ evaluaron mediante elementos finitos la influencia que el distinto coeficiente de dilatación térmica entre el material del soporte y el esmalte tiene en la aparición de esfuerzos residuales en el proceso de fabricación después de la cocción. Una aportación de gran importancia para la mejora del diseño de materiales, que confirmaba tanto la validez del modelo de Timoshenko para materiales elásticos de dos capas, como el propio uso del AEF para la evaluación de las tensiones. Una de las conclusiones más interesantes del trabajo fue que el aumento del grosor del esmalte generaba mayores valores de curvatura tras el enfriamiento, crecimiento de los esfuerzos de tracción en la interfase y reducción de esfuerzos superficiales, cuando el esmalte poseía una dilatación térmica más baja que el soporte.

En cuanto a sistemas, Marrero, Ramírez y Lucas⁷⁸ estudiaron las tensiones de los elementos más exteriores de un fachada revestida con piezas vidriadas sometidas a una dilatación térmica mediante un modelo de elementos finitos que permitía calcular y representar la distribución de tensiones generadas, a la vez que se identificaban las zonas donde eran alcanzados los niveles más altos de tensión. Se consideraron dos variantes de estudio, denominados común y tradicional (azulejo biselado). A modo de conclusión se encontró que el problema podía ser fácilmente estudiado mediante

un modelo simplificado formado por medio azulejo (bizcocho y vidriado) y el material de agarre, ya que la fábrica de ladrillo y las juntas de dilatación podían ser representadas mediante condiciones de contorno. Al mismo tiempo, la geometría tradicional o azulejo biselado desarrollaba tensiones significativamente inferiores, tanto en compresión como en tracción, en comparación con la geometría del azulejo común. Es interesante destacar que las tensiones, que eran las que promovían el crecimiento de grietas, se reducían significativamente al añadirle un bisel al azulejo. Esto explicó porqué es más difícil encontrar que el vidriado se desprenda en azulejos de fachada biselados. Con el cambio de geometría las compresiones en el vidriado se concentraban en el bisel, estando el resto del azulejo prácticamente libre de tensiones. Este trabajo sirvió como preámbulo a una línea de investigación más incisiva sobre fachadas de azulejos, continuada por Marrero mediante la aplicación no de elementos finitos, sino de elementos de contorno. Los azulejos eran modelados con principios de grieta, y se variaba la temperatura en el tiempo, mediante un transitorio⁷⁹.

Se han realizado por otros autores diversos estudios sobre las fachadas de azulejos que van desde el desarrollo pruebas no destructivas que permiten identificar patologías^{80 81 82}, hasta la experimentación con distintos tipos de adhesivos y morteros sometidos a dilataciones térmicas mediante AEF^{83 84 85 86}. Entre dichos trabajos cabe destacar los desarrollados por los autores: Naniwa⁸⁷ y Bowman y Banks⁸⁸, quienes emplearon los elementos finitos para resolver un modelo bidimensional de una fachada de azulejos expuesta a altas temperaturas. Los trabajos antes mencionados no incluyeron en el sistema el vidriado del azulejo.

En relación a sistemas pavimentados, también Bowman y Banks⁸⁹ ofrecieron un modelo basado en elementos finitos que incluía pavimento cerámico, junta de colocación, adhesivo o mortero y sustrato de hormigón, apoyado inferiormente y restringido en los laterales por lo que podrían ser la paredes del recinto en cuestión. Se estudiaron dos tipos de expansión: expansión uniforme y expansión impuesta por un gradiente de temperaturas de 40°C (la superficie de la cerámica mostraba una temperatura de 60°C, mientras que su base tan sólo 20°C). Estas hipótesis parecían simular el comportamiento de la baldosa frente a la radiación solar continuada. Las máximas tensiles fueron hallados aproximadamente en la sección media de la baldosa (valores alrededor de 4 MPa), mientras que las tensiones verticales y de cizalla se concentraban en los puntos de contacto con la junta (valores alrededor de 2.5 y 1.5 MPa respectivamente). Al margen de los resultados numéricos o cuantitativos, los autores concluyeron que la mejor aproximación a los sistemas reales se obtenía cuando se combinaban datos físicos con simulados: los resultados obtenidos en el laboratorio debían servir de punto de partida al modelo virtual, y a la vez servir de confirmación.

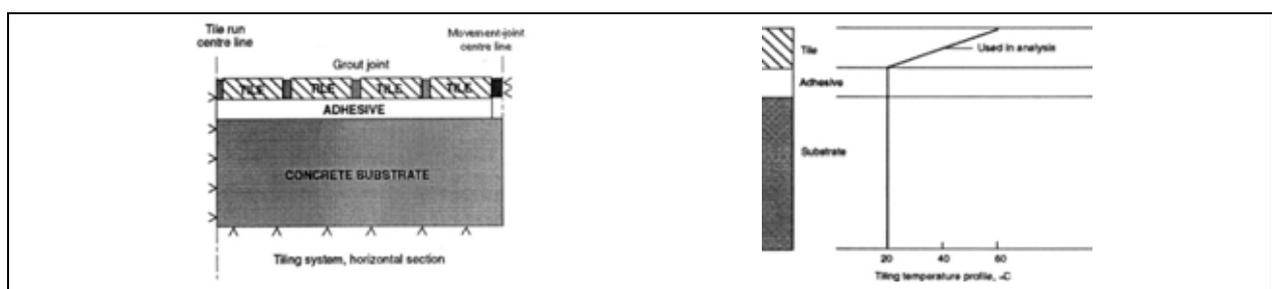


Figura 1.6—Modelo de Bowman y Banks y gradiente de temperaturas en su simulación por AEF del sistema pavimento

Amor⁹⁰ elaboró un modelo similar, también con soporte de mortero, en donde la malla de elementos finitos se refinó en torno a la junta para su mejor estudio. En este trabajo se investigó la respuesta a fatiga del sistema, simulando 2 y 5 años, variaciones de temperatura de 20°C y cargas distribuidas de 2.5 KN/m². Los resultados obtenidos se muestran en la siguiente tabla:

HIPÓTESIS	TENSIL MÁXIMO (MPa)	CORTANTE MÁXIMO (MPa)
Carga distribuida de 2.5 KN/m ²	-1.45	-0.16
Fluencia 5 años	-2.40	-0.27
Fluencia 2 años	-4.00	-0.50
Descenso uniforme de temperatura de 20 °C	-6.40	-1.20
Subida uniforme de temperatura de 20 °C	6.40	1.20

Tabla 1.6-Resultados obtenidos por Amor en su simulación por AEF del sistema pavimento (MPa)

Los puntos críticos en donde se daban estas tensiones en el sistema de estudio eran similares a los hallados por Bowman y Banks. También los valores estaban en concordancia.

Poco después, Silva *et al.*⁹¹, presentó resultados relativos a un modelado numérico basado en AEF, en donde el soporte no era hormigón sino ladrillo. Las tensiones del sistema, sujeto a temperaturas en ascenso, eran estimadas por un modelo bidimensional y lineal. Las propiedades físicas y mecánicas de todos los materiales implicados se determinaron experimentalmente y por tanto sirvieron de entrada al modelo. El análisis mostró, de nuevo, concordancia con los resultados de Bowman y Banks. Por otro lado, el modelo demostró ser muy sensible al módulo de elasticidad y al coeficiente de expansión térmica, y prácticamente independiente de los parámetros del mortero.

El trabajo recientemente desarrollado por Abreu⁹², en el cual se empleó una formulación propia de elementos finitos híbrido-mezclada de esfuerzos de los estados planos, consiguió buenas aproximaciones incluso usando un número reducido de elementos (33 en este caso). El método fue desarrollado en el Instituto de Engenharia de Estruturas, Território e Construção (ICST) y en el Instituto Técnico Superior (IST), Universidade Técnica de Lisboa. El modelo, de nuevo, estaba constituido por la sección transversal de un forjado de hormigón con recubrimiento cerámico, considerando un comportamiento elástico lineal. 2 variantes se tuvieron en cuenta: (i) sistema de capa gruesa o tradicional (mortero grueso) y (ii) sistema de capa delgada o no tradicional (mortero fino). Las propiedades de los materiales fueron obtenidas de fuentes bibliográficas^{93 94 95 96}. Considerando cuatro cargas distintas (tres deformaciones diferenciales, la principal de 0.1 mm/mm; y un peso distribuido de 10 KN/m), se planteó un estudio paramétrico en donde se alternaban las principales variables geométricas y materiales del sistema, como se muestra en las siguientes tablas:

VARIABLE	CAPA FINA (mm)			CAPA GRUESA (mm)		
	REFERENCIA	PARAMÉTRICO		REFERENCIA	PARAMÉTRICO	
Grosor de la capa de asiento	6	2	10	30	15	50
Anchura de las juntas	6	1	12	6	1	12
Grosor de las piezas cerámicas	9	6	12	9	6	12
Longitud de las piezas cerámicas	200	100	300	200	100	300
Grosor del forjado	200	150	250	200	15	250
Vano del forjado	1436	2672		1436	2672	

Tabla 1.7-Geometría del modelo de Abreu en su simulación por AEF del sistema pavimento (mm)

MATERIAL	C. POISSON (m/m)	MÓDULO DE ELASTICIDAD (GPA)					
		CAPA FINA		CAPA GRUESA			
		REFERENCIA	PARAMÉTRICO	REFERENCIA	PARAMÉTRICO		
Piezas cerámicas	0.30	70	40	70	40		
Capa de asiento	0.25	10	5	15	20	10	30
Juntas	0.25	10	5	15	20	10	30
Forjado	0.20	30	20	10	30	20	40

Tabla 1.8—Características mecánicas del modelo de Abreu en su simulación por AEF del sistema pavimento

Los esfuerzos máximos obtenidos en tracción rondaban los 5 MPa, lo cual era suficientemente alto para causar los problemas a agrietamiento-abombamiento típicos de los pavimentos. Sin embargo, también es cierto que una imposición tan lenta de la deformación como la simulada por el modelo permite, casi con seguridad, una relajación significativa de los esfuerzos (principalmente en los morteros y los adhesivos a base de cemento), inhibiendo estos valores tan altos de tensión. Los esfuerzos verticales y de cizalla eran de un orden inferior, aunque los resultados mostraban picos muy pronunciados cerca de las juntas y bordes libres. Más detalles se ofrecen en la figura siguiente:

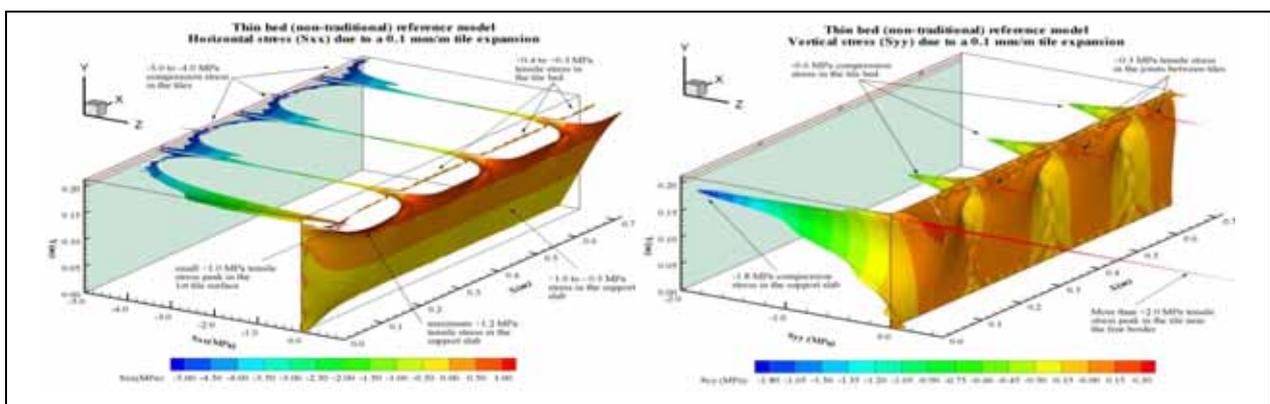


Figura 1.7—Representación de los esfuerzos según los ejes planos en el estudio de Abreu del sistema pavimento por AEF.

Tras el estudio de la respuesta del sistema frente a las distintas cargas y variaciones paramétricas, Abreu concluyó, para empezar, que el modelo elástico lineal proporcionaba una manera rápida y sencilla de obtener una primera aproximación del tipo e intensidad de los esfuerzos que se acumulan en un recubrimiento cerámico. Por otra parte, y de forma más específica, las distribuciones de esfuerzos presentadas coincidían con algunos síntomas comunes de fallos. Los esfuerzos de compresión o tracción horizontales podían causar el abombamiento o agrietamiento de los recubrimientos. Los altos esfuerzos verticales y de cizalla cerca de los bordes de la baldosa (en su contacto con las juntas o libres) provocaban el desprendimiento progresivo de las baldosas en esa zona. Sin embargo, debe tenerse en cuenta que las simplificaciones, la ausencia de datos exactos sobre algunas propiedades de los materiales y la no validación mediante modelos físicos condicionaron la fiabilidad de estas conclusiones (según el mismo autor). En cualquier caso, el estudio más o menos aproximado pone las bases para que el diseñador tome decisiones sobre el material y la colocación de las piezas, a fin de maximizar las prestaciones y vida útil del sistema al completo.

Finalmente, cabe destacar el desarrollo efectuado por Carbajal, Miguel y Reig⁹⁷ conocido como MESES (“Método de Estimación Simplificado Estructura-Solado”), que evaluaba la tensión normal

máxima que recibe la pieza cerámica más desfavorable de un sistema, y proporcionaba una estimación orientativa para el adhesivo y capa de contacto del forjado, con un error aceptable del lado de la seguridad. Los resultados obtenidos, en una primera comparación con un AEF tradicional para tensiones por incremento de temperatura, se consideraron aceptables. Simultáneamente, la formulación de MESES explicó algunas características sólo sugeridas por el AEF, actuando como mutuo complemento. Para dicha contrastación se tomó como referencia el trabajo de Abreu, dada la dificultad de disponer de datos experimentales, prácticamente inexistentes. En su trabajo expuesto en el IX Congreso Mundial de la Calidad del Azulejo y Pavimento Cerámico (Qualicer, Castellón 2006), se dieron los resultados calculados para una variación de temperatura de -20°C , obteniendo los siguientes valores:

ESFUERZO	VALOR
σ_{piezas}	-7 MPa
σ_{adhesivo}	2 MPa
σ_{forjado}	3 MPa

Tabla 1.9–Resultados de la simulación realizada mediante el programa “MESES” por Carbajal, Miguel y Reig en su simulación por AEF del sistema pavimento

1.6. CONCLUSIONES SOBRE LA INTRODUCCIÓN

Una vez analizados tanto la situación actual del producto cerámico como del sector, así como la evolución del relieve al dorso, la implantación de herramientas CAD en la industria, y los trabajos basados en AEF realizados sobre cerámica, y en particular sobre revestimientos y pavimentos, estas son las conclusiones que se extraen de la introducción:

- ✓ La industria cerámica, y en particular la española, necesita ofrecer productos innovadores constantemente, capaces de integrar nuevas funciones o propiedades que sean percibidas por el usuario como valor añadido. Los nuevos productos cerámicos deben ser competitivos en calidad y buscar un óptimo desde el punto de vista económico y medioambiental (ley 16/2002 de Prevención y Control de la Contaminación - IPPC) y protocolo de Kyoto, en particular el Real Decreto Ley 5/2004 de regulación del régimen del comercio de derechos de emisión de GEI). Además deben facilitar el transporte y la colocación, y cumplir con la normativa nacional e internacional en relación a la calidad en el proceso productivo (EN ISO 10545), y a la seguridad en la edificación (Código Técnico de Edificación - CTE).
- ✓ La norma EN ISO 10545 (en particular la sección 4) limita la aplicación de la misma y así el cálculo de la resistencia a flexión R a baldosas de relieve constante. Para relieves irregulares, como es el caso de los relieves al dorso profundos propuestos en esta tesis, la norma propone el uso del “espesor mínimo de la pieza en la sección de rotura”, obteniéndose en todo caso resultados que sólo pueden considerarse aproximados, y que pueden conducir a conclusiones erróneas. Por tanto, para la total certificación de los pavimentos con relieve al dorso, se hace necesario encontrar una fórmula debidamente justificada, que permita la aplicación de la norma sin ambigüedad.

- ✓ El relieve al dorso nunca se ha considerado como una variable de diseño, y ha sido especialmente ignorado en las últimas décadas, debido a la aparición de los hornos monoestrato, la imposición de los procesos de monococción, y la mejora en los materiales de asiento y agarre. Sin embargo, el contexto que rodea a la industria cerámica actual, justifica la investigación de pavimentos aligerados, ya que en virtud del ahorro másico y energético que suponen, permitirían competir en calidad y precio con los productos procedentes de los fabricantes emergentes, cumplir con los nuevos objetivos medioambientales, y contemplar y ampliar la norma de obligado cumplimiento tanto en producción como en edificación.
- ✓ El modelado virtual, y en especial el sólido tridimensional, no es empleado sistemáticamente por los diseñadores cerámicos para el desarrollo de nuevos productos, lo que redundaría en costes innecesarios de lanzamiento, ciclos más largos de desarrollo y fabricación, y stocks a veces insufribles. Este malgasto de tiempo y dinero es totalmente inadmisibles en una industria tan competitiva, además de restringir enormemente las posibilidades creativas y organizativas. Por contra, los modelos virtuales pueden servir de interfaz rápido entre los departamentos de I+D+i (Investigación, Desarrollo e Innovación), diseño y fabricación, cuya comunicación y acuerdo es vital para el éxito de la empresa.
- ✓ Lo mismo puede aplicarse la evaluación virtual de características mecánicas y térmicas de cualquier tipo, y en especial las basadas en AEF (Análisis por Elementos Finitos). Si bien es cierto que cada vez son más los profesionales que recurren a este método para evaluar nuevos materiales, todavía no se ha llevado ningún estudio para mejorar la geometría de la pieza, básicamente porque la geometría (al dorso, se entiende), no se considera un parámetro de diseño.

CAPÍTULO II: OBJETIVOS DE LA TESIS

2. OBJETIVOS DE LA TESIS

Las baldosas aligeradas por conformado de relieve al dorso pueden ser fabricadas con una cantidad de materia prima sustancialmente inferior a la tradicional. Esto repercute en ahorro de materia prima, ahorro de energía cinética empleada en el desplazamiento del producto dentro de la planta, ahorro de energía calorífica empleada en las fases de secado y sobre todo cocción, y ahorro de costes de transporte y distribución por menor consumo de carburante. Todos estos ahorros inciden de forma directa en los costes de operación de la empresa mejorando su balance anual, pero además, dotan al producto de un carácter medioambiental que comienza a ser exigido por las autoridades (ley 16/2002 de Prevención y Control de la Contaminación - IPPC) y protocolo de Kyoto, en particular el Real Decreto Ley 5/2004 de regulación del régimen del comercio de derechos de emisión de GEI), y es cada vez más valorado por los consumidores. Además, el hecho de manejar un producto final más ligero puede resultar muy atractivo para los constructores, ya que los operarios verían mejoradas sus condiciones de trabajo (manipulación de pesos inferiores), aumentando su calidad de vida y productividad.

Sin embargo, la baldosa aligerada por relieve al dorso presenta una geometría totalmente distinta a la baldosa convencional, y por tanto es lógico pensar que su comportamiento ante cargas mecánicas y térmicas también será totalmente distinto. Puesto que se trata de un elemento estructural dentro de la construcción en donde se ubique (ya sea una acera, un pavimento de centro comercial o un suelo doméstico), es necesario conocer su comportamiento en condiciones de trabajo normales y asegurar su fiabilidad en las hipótesis más desfavorables que exija la normativa aplicable.

La presente tesis se propone como objetivo evaluar la conveniencia de pavimentos cerámicos aligerados mediante el conformado por prensa hidráulica de relieves al dorso, estableciendo al mismo tiempo las bases para una definición óptima del relieve, entendiéndose por óptimo aquel diseño que combine de forma más idónea ahorro másico con respuesta mecánica y térmica, dentro de lo viable en la fabricación en serie actual.

Partiendo de una amplia muestra de modelos que tratan de representar un alto espectro de posibilidades en el relieve al dorso, y sometiéndolos a una serie de ensayos generalistas propuestos por la legislación vigente, se pretende conocer mejor el comportamiento de las baldosas y abstraer las normas básicas que rigen el comportamiento del relieve al dorso. Vistos los pocos antecedentes encontrados en la bibliografía en este sentido, la tesis pretende ser una primera aproximación a la problemática de este tipo de productos, abriendo una puerta tanto a estudios posteriores, como facilitando información muy valiosa a los departamentos de diseño y fabricación de las azulejeras. Además, puesto que la norma de aplicación directa EN ISO 10545-4 define la resistencia a flexión R sólo en el caso de productos de espesor constante, se busca encontrar una formulación que permita también la evaluación de piezas de espesor variable dentro de la norma, como es el caso de las baldosas aligeradas por relieve al dorso.

Finalmente, se trata al mismo tiempo de extender el uso del prototipado virtual (incluyendo modelado sólido y AEF) al producto cerámico. Esta práctica puede agilizar el lanzamiento de nuevos modelos y mejorar la comunicación bilateral entre los departamentos de I+D+i, diseño y fabricación.

Gracias a la estrecha colaboración con la empresa cerámica KEROS CERÁMICA S.A., se intentará comprobar la adecuación tanto los resultados como la metodología en condiciones de planta.

CAPÍTULO III: MATERIALES Y MÉTODOS

3. MATERIALES Y MÉTODOS

Hasta el momento se ha introducido el ámbito de la tesis, así como los objetivos de la misma. En el presente capítulo se detalla el procedimiento de trabajo desplegado para llegar a conseguir estos objetivos.

3.1. DESCRIPCIÓN Y JUSTIFICACIÓN DE LOS MODELOS

A fin de poder conseguir el objetivo fijado por la presente tesis, se han escogido 9 modelos de pavimento cerámico distintos, denominados BASE, CERO, UNO, TRES, CUATRO, CINCO, SEIS, SIETE y OCHO. Todos ellos presentan un formato cuadrado de 20*20 cm². Aunque la tendencia actual es a formatos más grandes (33*33, 40*40 e incluso 60*60 cm² en el caso del gres porcelánico de altas prestaciones), se ha elegido esta dimensión, algo más reducida, por ser suficientemente representativa del mercado actual y permitir la reducción del objeto con el consecuente ahorro de tiempo y recursos de computación tanto durante el modelado como en el AEF. Para el espesor se ha tomado el valor estándar de 10mm.

3.1.1. Geometría de los modelos

- **Geometría de los modelos de referencia BASE y CERO**

El modelo BASE representa a una baldosa “ideal”, en donde el relieve al dorso es despreciable y por tanto su espesor es constante. El modelo CERO, por su parte, representa a una baldosa “comercial tradicional”, la cual presenta un relieve al dorso en forma de bandas paralelas, constituido por 24 bandas de dimensiones 190*4.5 mm² y profundidad 1mm, ligeramente biseladas para asegurar la fabricación. Este tipo de relieves, como ya ha sido comentado, tienen una función totalmente residual, limitada a evitar el deslizamiento de las piezas durante la producción, almacenamiento y transporte, y posteriormente contribuir a una mejor colocación en obra. Por tanto, la determinación de su geometría no constituye un parámetro de diseño.

Los resultados obtenidos para estos dos modelos son tomados como umbral de comparación y contextualizan los ensayos, como más adelante se expondrá, mediante una serie de coeficientes. En particular, será el modelo CERO, como icono de los pavimentos cerámicos reales, el modelo de referencia, mientras que el modelo BASE se empleará para conocer las diferencias entre una idealización completa del producto y la consideración de un relieve comercial, como el empleado para el modelo CERO.

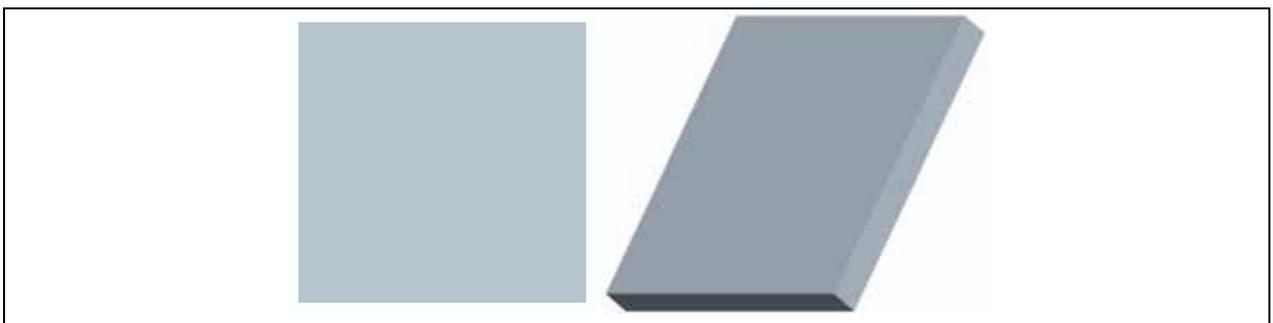


Figura 3.1–Representación plana y detalle tridimensional del modelo BASE considerado en la simulación

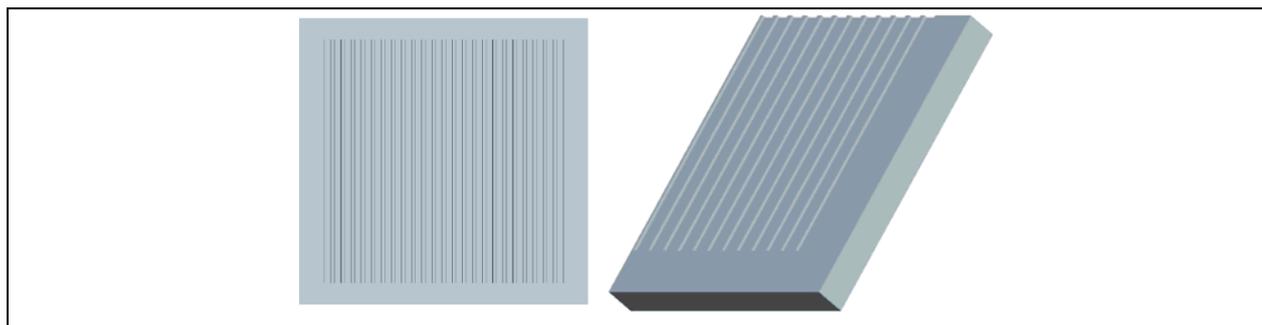


Figura 3.2–Representación plana y detalle tridimensional del modelo CERO considerado en la simulación

Para la elección del modelo CERO se tuvo en cuenta tanto la evolución de los relieves al dorso como la oferta actual expuesta en el capítulo “INTRODUCCIÓN”. Así, se concluyó que los relieves más representativos del mercado actual son tanto el relieve de bandas paralelas como el de damero (retícula de forma cuadrangular). Ambas alternativas fueron modeladas y sometidas a los ensayos de la simulación (uniforme, puntual, flexión y térmico, como más adelante se explicará), resultando unos valores de tensión muy similares, especialmente en el caso de las cargas térmicas y de flexión, como se muestra en la siguiente tabla:

MAGNITUD	ENSAYO	RELIEVE DE BANDAS	RELIEVE DE DAMERO
Tensión máxima principal (MPa)	UNIFORME	7.36E-03	9.70E-03
	PUNTUAL	3.03E+00	5.51E+00
	TERMICO	3.60E+01	4.55E+01
	FLEXION	4.70E+01	4.13E+01
Tensión mínima principal (MPa)	UNIFORME	-3.81E-02	-1.06E-01
	PUNTUAL	-1.97E+01	-6.47E+01
	TERMICO	-5.50E+01	-4.50E+01
	FLEXION	-3.83E+01	-3.76E+01

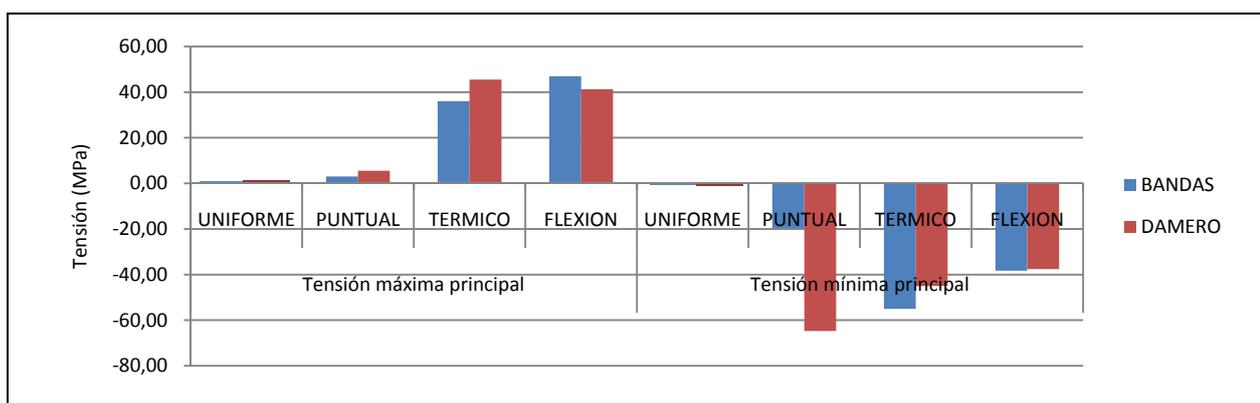


Tabla 3.1–Comparación de los esfuerzos obtenidos en la simulación para CERO considerando relieves de bandas paralelas y damero (MPa)

A excepción de la tensión mínima principal para el caso del ensayo puntual, el resto de tensiones son de orden equivalente. La disparidad en el ensayo puntual es debida a la concentración de tensiones de compresión en la costilla del relieve en contacto con el mortero en el caso del damero, como se muestra en la siguiente figura:

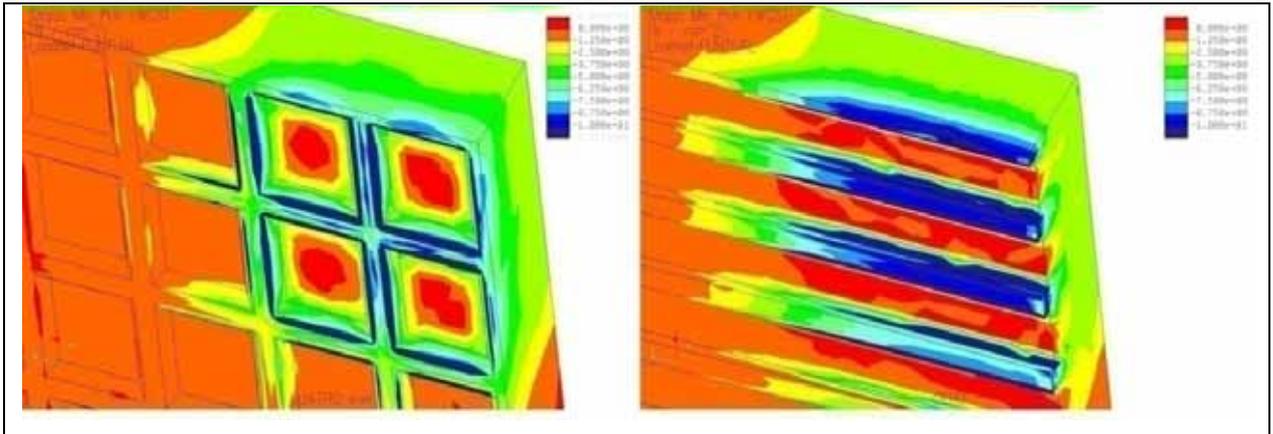


Figura 3.3–Gráfico de isotensiones mínimas principales para CERO considerando relieves de bandas paralelas y damero

Finalmente, se escogió el relieve de bandas para el modelo de referencia CERO, por no constituir en sí mismo una teselación, y por tanto no interferir su elección en la comparación con el resto de modelos, cuya geometría se muestra a continuación.

- **Geometría de los modelos teselados UNO, TRES, CUATRO, CINCO, SEIS, SIETE y OCHO**

El resto de modelos presentan distintas configuraciones de relieve al dorso, basadas en teselaciones homogéneas, cuya unidad elemental es una pirámide de sección decreciente en forma de circunferencia, triángulo equilátero, cuadrado, pentágono, hexágono, heptágono, y octógono regular respectivamente. La elección de estos relieves y no otros (la variedad de configuraciones a elegir para crear relieves al dorso en un pavimento cerámico es hoy en día prácticamente infinita) permite el establecimiento de criterios de comparación sencillos, los cuales ayudarán a establecer el patrón de diseño buscado. En particular, se atiende a los siguientes parámetros para realizar dicha comparación:

- ✓ Sección de la pirámide básica de cada relieve, constituida en cada caso por las formas básicas circunferencia, triángulo equilátero, cuadrado, pentágono, hexágono, heptágono y octógono regular para los modelos UNO, TRES, CUATRO, CINCO, SEIS, SIETE y OCHO respectivamente.
- ✓ Regularidad del relieve: UNO, CINCO, SIETE y OCHO ofrecen teselaciones irregulares mientras que TRES, CUATRO y SEIS permiten distribuciones homogéneas. Así mismo, los relieves regulares configuran costillas de forma constante a lo largo y ancho de la superficie (costillas regulares), mientras que los relieves irregulares fuerzan la aparición de costillas de distinta naturaleza (costillas irregulares).
- ✓ Capacidad volumétrica: masa vaciada en cada uno de los modelos en virtud de la capacidad de compactación de cada una de las teselaciones. Como resulta obvio, los relieves regulares permiten una evacuación de masa por unidad de superficie mayor. Al mismo tiempo, en la medida en que la sección se aproxima más a una circunferencia (aumenta el número de lados o aristas de las bases), la pirámide así formada también desaloja mayor cantidad de materia por cm^2 .

En las siguientes figuras se muestra el relieve al dorso de cada uno de los modelos:

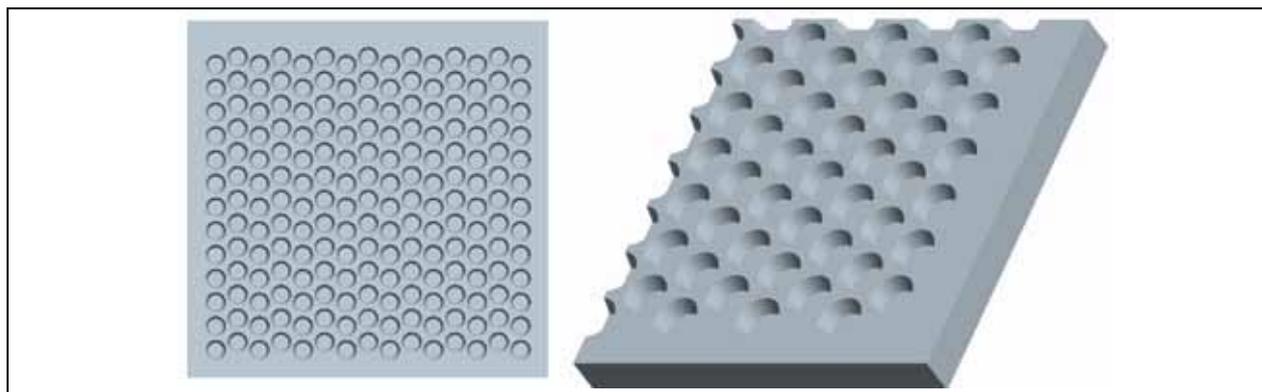


Figura 3.4–Representación plana y detalle tridimensional del modelo UNO considerado en la simulación

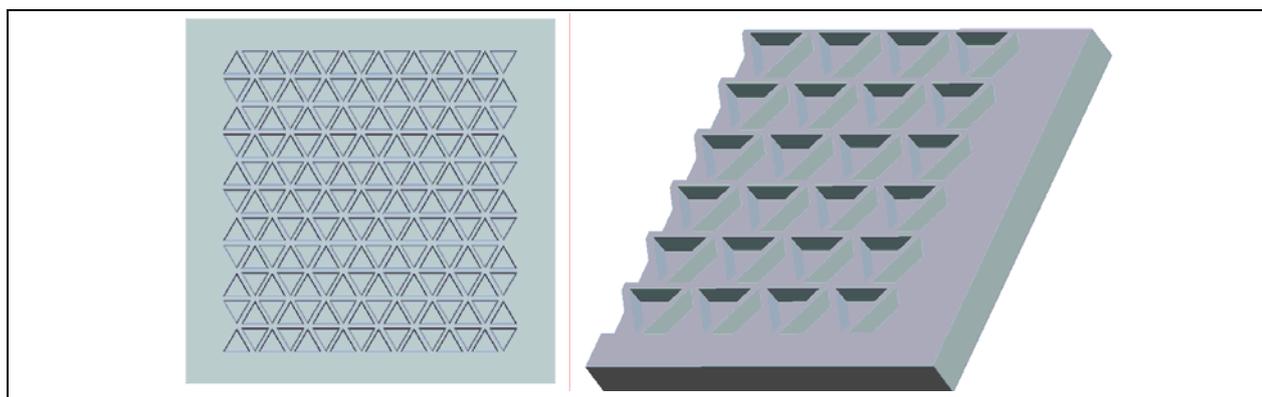


Figura 3.5–Representación plana y detalle tridimensional del modelo TRES considerado en la simulación

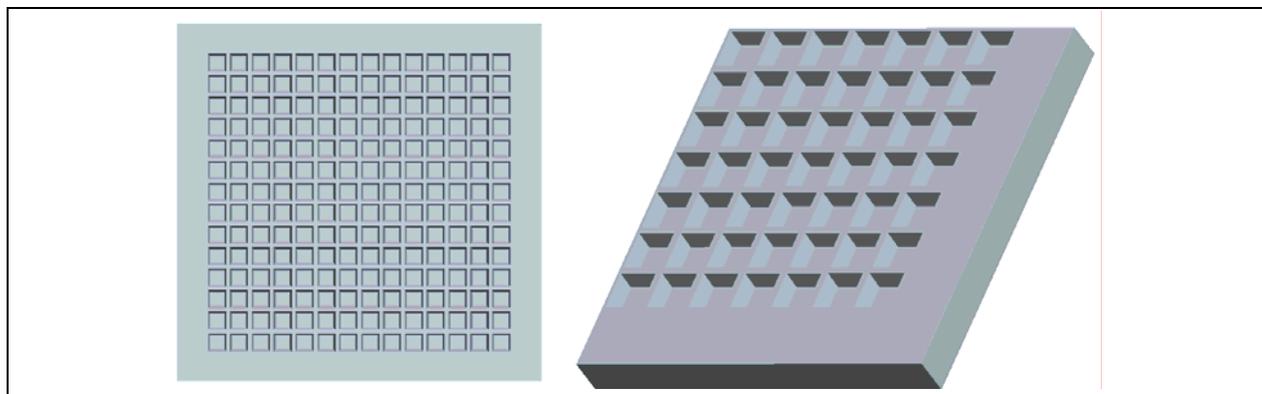


Figura 3.6–Representación plana y detalle tridimensional del modelo CUATRO considerado en la simulación

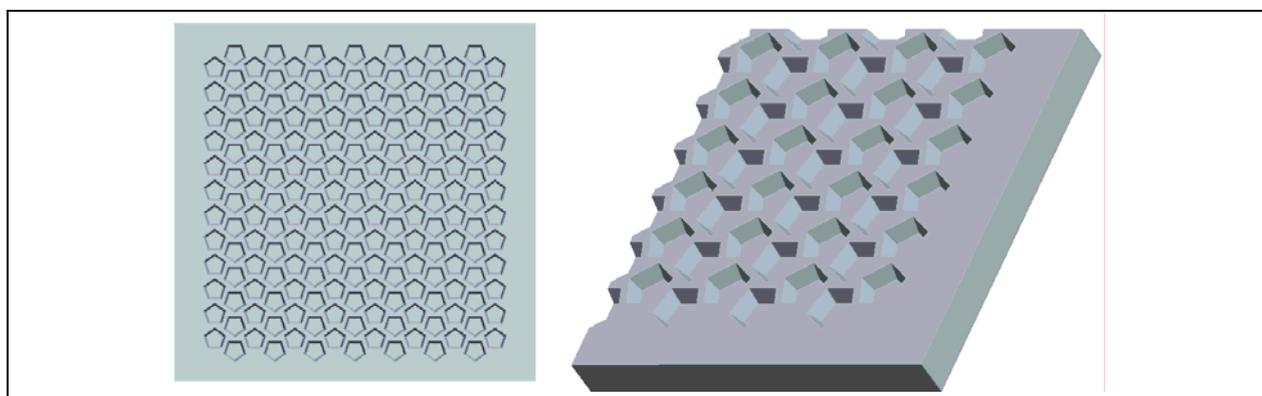


Figura 3.7–Representación plana y detalle tridimensional del modelo CINCO considerado en la simulación

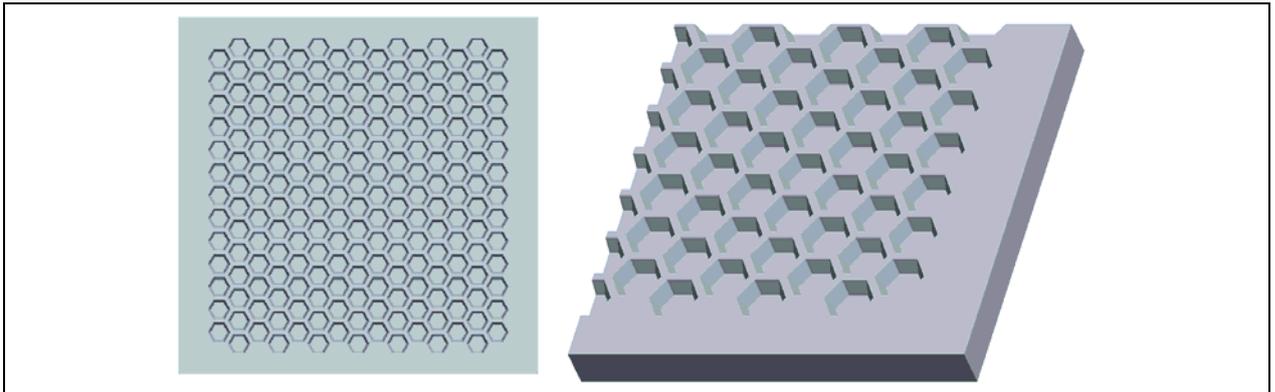


Figura 3.8–Representación plana y detalle tridimensional del modelo SEIS considerado en la simulación

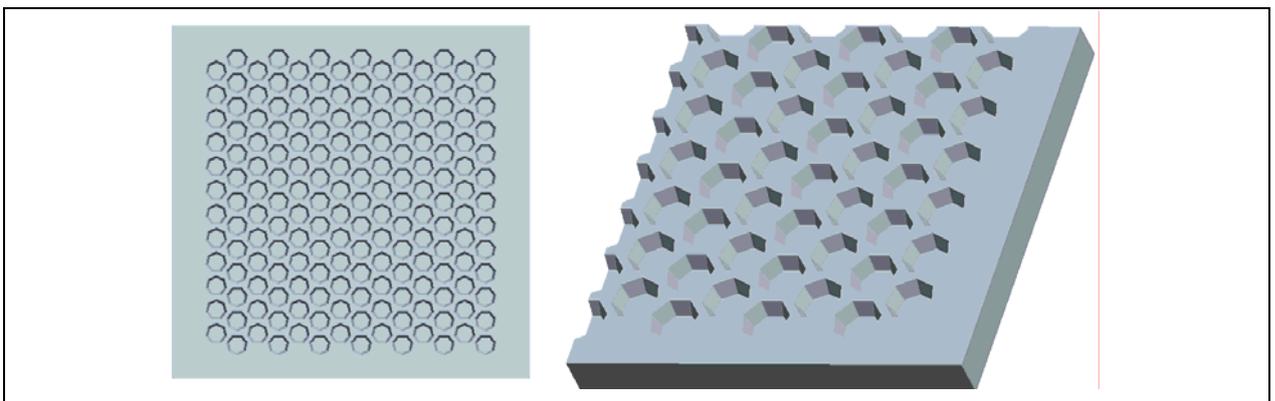


Figura 3.9–Representación plana y detalle tridimensional del modelo SIETE considerado en la simulación

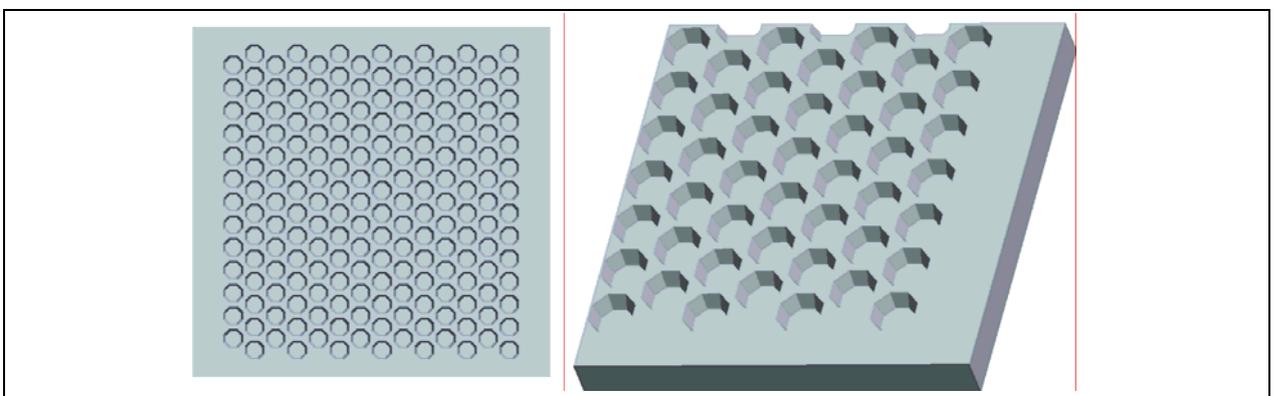


Figura 3.10–Representación plana y detalle tridimensional del modelo OCHO considerado en la simulación

Es importante destacar que el hecho de elegir pirámides de sección decreciente responde a las necesidades técnicas de la fase productiva de prensado. Pirámides de sección constante no podrían ser conformadas mediante prensa, puesto que la expansión natural del material justo después de aplicar la presión no permitiría su desmoldeo con facilidad. En general, las empresas usan ángulos iguales o inferiores a 80° para asegurar la fabricación⁷.

3.1.2. Geometría de las versiones

- **Versiones de los modelos teselados UNO, TRES, CUATRO, CINCO, SEIS, SIETE y OCHO**

Para cada uno de los modelos UNO, TRES, CUATRO, CINCO, SEIS, SIETE y OCHO, se crearon 8 versiones, variando los dos parámetros fundamentales de la teselación: la profundidad del relieve al dorso "P" (altura de costilla o altura de pirámide elemental de vaciado), y el ángulo del relieve al dorso "β" (ángulo de costilla o ángulo de pirámide elemental de vaciado). En el caso de la profundidad del relieve, se han considerado los valores 2, 4, 6 y 8 mm. En el caso de β, se han considerado los valores 50°, 60°, 70° y 80°.

Para poder apreciar la contribución individual de la variación tanto de P como de β a la respuesta mecánica y térmica de los modelos, sólo se ha modificado uno de ellos por versión. Por tanto, cuando P ha variado, β se ha fijado en el valor neutro 70°; y cuando β ha variado, P se ha fijado en el valor neutro 4 mm. Así mismo, el espesor mínimo de costilla "ec" se fijó en 2mm para todos los supuestos, de nuevo por motivos de producción. Esto supone un total de 56 versiones distintas

En todos los casos se ha buscado que, para una misma versión paramétrica, el volumen desalojado por cada uno de los modelos fuera lo más similar posible (diferencia no superior al 2%) puesto que la masa de las piezas determina en gran medida su respuesta mecánica y térmica, respetando 2 máximas:

- ✓ Modelar única y exclusivamente pirámides completas, puesto que pirámides incompletas y por tanto de sección distinta a la establecida para el modelo introducirían distorsión en la comparación.
- ✓ Modelar única y exclusivamente teselaciones simétricas respecto de los ejes cartesianos x-z (en el modelado, x-z son los ejes del formato, mientras que y es el eje del espesor), con el objetivo de poder aplicar restricciones de simetría al posterior AEF y ahorrar así tiempo y recursos de cálculo, además de, de nuevo, homogeneizar a los distintos modelos para su comparación.

Para facilitar la tarea de modelar las versiones según las máximas anteriores, se estableció que la base superior (o mayor) de cada pirámide elemental debía albergar un área de 100 mm² (área habitual en los relieves actuales de damero vistos en la introducción). Fijando este área, se podía calcular D (diámetro de la circunferencia que circunscribe a la base superior) despejando de la ecuación:

$$A = 0.5 \times n \times \left(\frac{D}{2}\right)^2 \times \text{sen}\left(\frac{2\pi}{n}\right); \quad D = 2 \sqrt{\frac{A}{0.5 \times n \times \text{sen}\left(\frac{2\pi}{n}\right)}}$$

Donde n=número de lados del polígono regular circunscrito.

Del mismo modo se pudo hallar L (lado del polígono regular en concreto), según:

$$\text{Perímetro} = n \times L = \frac{2\pi D}{2} \times \text{sen}\left(\frac{2\pi}{n}\right); \quad L = \frac{\frac{2\pi D}{2} \times \text{sen}\left(\frac{2\pi}{n}\right)}{n}$$

Si bien es cierto que D es único dato necesario para el modelado.

Para el cálculo de d (diámetro de la circunferencia que circunscribe a la base inferior), se recurrió al siguiente planteamiento:

$$\tan \beta = \frac{P}{\frac{D}{2} - \frac{d}{2}}; \quad d = 2 \left(\frac{D}{2} - \frac{P}{\tan \beta} \right)$$

Para el cálculo de Vu (volumen unitario desalojado por cada pirámide elemental) se recurrió a:

$$Vu = v - \frac{V - v}{2}$$

Donde V =volumen de un prisma teórico de base la base superior, y v =volumen de un prisma teórico de base la base inferior de la teselación.

Posteriormente, una vez que estos volúmenes fueron hallados para cada modelo y versión se estableció N (número de pirámides elementales que conforman el relieve) de manera que se respetaran la máximas citadas anteriormente. Con este valor, y el respectivo al Vu , se pudo calcular Vt (volumen total real desalojado) como:

$$Vt = Vu \times N$$

El ahorro BASE (porcentaje de volumen total desalojado, con respecto al modelo BASE de espesor constante) y el ahorro CERO (porcentaje de volumen total desalojado, con respecto al modelo CERO con relieve de bandas paralelas tradicional), se obtuvo por tanto como:

$$\text{Ahorro BASE}(\%) = \left(1 - \frac{V_{BASE} - Vt}{V_{BASE}} \right) \times 100$$

$$\text{Ahorro CERO}(\%) = \left(1 - \frac{V_{CERO} - Vt}{V_{CERO}} \right) \times 100$$

Teniendo en cuenta que:

$$V_{BASE} = \text{formato} \times \text{espesor} = 200 \times 200 \times 10 = 400.000 \text{ mm}^3$$

$$V_{CERO} = V_{BASE} - V_{BANDAS} = 400000 - 24 \times (190 \times 4.5 \times 1) = 379.480 \text{ mm}^3$$

Puesto que el modelo CERO evacúa de la base un 5% de volumen, la diferencia entre Ahorro BASE y Ahorro CERO es siempre un 5%, como se muestra en la siguiente tabla, junto con el resumen del resto de parámetros definitorios de las versiones:

MODELO	P (mm)	B (°)	n	D (mm)	L (mm)	A (mm ²)	D (mm)	L (mm)	a (mm ²)	Vu (mm ³)	N	Vt real (mm ³)	Ahorro BASE	Ahorro CERO
UNO	2	70	1	11.28	-	100	9.83		75.86	175.86	188	33061.7	8%	3%
TRES	2	70	3	17.55	15.20	100	16.09	13.94	84.10	184.10	176	32400.7	8%	4%
CUATRO	2	70	4	14.14	10.00	100	12.69	8.97	80.47	180.47	196	35372.3	9%	3%
CINCO	2	70	5	12.97	7.62	100	11.51	6.77	78.81	178.81	187	33437.7	8%	2%
SEIS	2	70	6	12.41	6.20	100	10.95	5.48	77.91	177.91	202	35937.9	9%	3%
SIETE	2	70	7	12.09	5.25	100	10.63	4.61	77.37	177.37	175	31039.2	8%	3%
OCHO	2	70	8	11.89	4.55	100	10.44	3.99	77.01	177.01	189	33455.7	8%	2%
UNO	4	70	1	11.28	-	100	8.37		55.05	310.10	188	58298.6	15%	11%
TRES	4	70	3	17.55	15.20	100	14.64	12.68	69.57	339.13	176	59687.5	15%	13%
CUATRO	4	70	4	14.14	10.00	100	11.23	7.94	63.06	326.12	196	63919.9	16%	11%
CINCO	4	70	5	12.97	7.62	100	10.06	5.91	60.14	320.28	187	59893.0	15%	10%
SEIS	4	70	6	12.41	6.20	100	9.50	4.75	58.57	317.15	202	64063.8	16%	11%
SIETE	4	70	7	12.09	5.25	100	9.18	3.98	57.63	315.27	175	55171.8	14%	9%
OCHO	4	70	8	11.89	4.55	100	8.98	3.44	57.03	314.05	189	59355.7	15%	10%
UNO	6	70	1	11.28	-	100	6.92		37.57	412.71	188	77588.6	20%	19%
TRES	6	70	3	17.55	15.20	100	13.18	11.41	56.42	469.25	176	82587.2	21%	17%
CUATRO	6	70	4	14.14	10.00	100	9.77	6.91	47.77	443.31	196	86889.2	22%	20%
CINCO	6	70	5	12.97	7.62	100	8.60	5.06	43.99	431.98	187	80779.6	20%	18%
SEIS	6	70	6	12.41	6.20	100	8.04	4.02	41.99	425.97	202	86046.4	22%	20%
SIETE	6	70	7	12.09	5.25	100	7.72	3.35	40.80	422.40	175	73920.3	18%	16%
OCHO	6	70	8	11.89	4.55	100	7.52	2.88	40.03	420.10	189	79399.6	20%	18%
UNO	8	70	1	11.28	-	100	5.46		23.42	493.67	188	92809.3	24%	20%
TRES	8	70	3	17.55	15.20	100	11.72	10.15	44.64	578.56	176	101826.8	25%	21%
CUATRO	8	70	4	14.14	10.00	100	8.32	5.88	34.60	538.40	196	105526.5	26%	20%
CINCO	8	70	5	12.97	7.62	100	7.15	4.20	30.36	521.45	187	97511.1	24%	20%
SEIS	8	70	6	12.41	6.20	100	6.58	3.29	28.16	512.64	202	103554.1	26%	20%
SIETE	8	70	7	12.09	5.25	100	6.27	2.72	26.87	507.47	175	88807.2	22%	20%
OCHO	8	70	8	11.89	4.55	100	6.07	2.32	26.04	504.16	189	95287.2	24%	20%
UNO	4	50	1	11.28	-	100	4.57		16.41	232.82	188	43770.3	11%	6%
TRES	4	50	3	17.55	15.20	100	10.83	9.38	38.13	276.25	176	48620.0	12%	9%
CUATRO	4	50	4	14.14	10.00	100	7.43	5.25	27.60	255.20	196	50018.3	13%	5%
CINCO	4	50	5	12.97	7.62	100	6.26	3.68	23.28	246.55	187	46105.5	12%	6%
SEIS	4	50	6	12.41	6.20	100	5.70	2.85	21.07	242.14	202	48911.5	12%	6%
SIETE	4	50	7	12.09	5.25	100	5.38	2.33	19.78	239.57	175	41924.1	10%	5%
OCHO	4	50	8	11.89	4.55	100	5.18	1.98	18.97	237.94	189	44970.0	11%	5%
UNO	4	60	1	11.28	-	100	6.67		34.89	269.78	188	50718.4	13%	8%
TRES	4	60	3	17.55	15.20	100	12.93	11.20	54.29	308.57	176	54308.5	14%	11%
CUATRO	4	60	4	14.14	10.00	100	9.52	6.73	45.35	290.69	196	56976.1	14%	9%
CINCO	4	60	5	12.97	7.62	100	8.35	4.91	41.46	282.92	187	52906.4	13%	8%
SEIS	4	60	6	12.41	6.20	100	7.79	3.89	39.41	278.82	202	56320.9	14%	9%
SIETE	4	60	7	12.09	5.25	100	7.47	3.24	38.19	276.38	175	48366.4	12%	7%
OCHO	4	60	8	11.89	4.55	100	7.27	2.78	37.41	274.81	189	51939.7	13%	8%
UNO	4	70	1	11.28	-	100	8.37		55.05	310.10	188	58298.6	15%	11%
TRES	4	70	3	17.55	15.20	100	14.64	12.68	69.57	339.13	176	59687.5	15%	13%
CUATRO	4	70	4	14.14	10.00	100	11.23	7.94	63.06	326.12	196	63919.9	16%	11%
CINCO	4	70	5	12.97	7.62	100	10.06	5.91	60.14	320.28	187	59893.0	15%	10%
SEIS	4	70	6	12.41	6.20	100	9.50	4.75	58.57	317.15	202	64063.8	16%	11%
SIETE	4	70	7	12.09	5.25	100	9.18	3.98	57.63	315.27	175	55171.8	14%	9%
OCHO	4	70	8	11.89	4.55	100	8.98	3.44	57.03	314.05	189	59355.7	15%	10%
UNO	4	80	1	11.28	-	100	9.87		76.56	353.12	188	66386.8	17%	13%
TRES	4	80	3	17.55	15.20	100	16.14	13.98	84.57	369.14	176	64968.3	16%	14%
CUATRO	4	80	4	14.14	10.00	100	12.73	9.00	81.05	362.09	196	70970.1	18%	13%
CINCO	4	80	5	12.97	7.62	100	11.56	6.79	79.43	358.86	187	67107.6	17%	12%
SEIS	4	80	6	12.41	6.20	100	11.00	5.50	78.56	357.11	202	72136.5	18%	14%
SIETE	4	80	7	12.09	5.25	100	10.68	4.63	78.03	356.05	175	62309.5	16%	11%
OCHO	4	80	8	11.89	4.55	100	10.48	4.01	77.68	355.37	189	67164.5	17%	12%

Tabla 3.2–Datos geométricos de las versiones paramétricas modeladas y ahorros máxicos con respecto a los modelos de referencia. Dimensiones en mm, mm² y mm³, ángulos en grados.

- **Versiones de los modelos de referencia BASE y CERO**

Observando los rangos del ahorro, se construyeron 5 variaciones paramétricas del modelo BASE en función del espesor total de la baldosa (BASE_1,...BASE_5), con valores de espesor 9, 8.5, 8, 7.5 y 7 mm. Estos modelos liberan el 10, 15, 20, 25 y 30% de la masa de la BASE, siendo cada uno de ellos asimilables a alguna de las versiones teseladas como se muestra en la siguiente tabla:

MODELO	VERSIÓN	ESPESOR (mm)	Ahorro BASE
BASE	0	10.00	0%
	1	9.00	10%
	2	8.50	15%
	3	8.00	20%
	4	7.50	25%
	5	7.00	30%

Tabla 3.3-Detalles geométricos de las versiones paramétricas del modelo BASE

Las versiones de la BASE fueron sometidas a los mismos ensayos que el resto de versiones, y con los resultados se construyó un modelo equivalente denominado BASE MEDIO (BASEM en adelante), el cual tiene la geometría de la BASE y su espesor varía de manera que su masa coincide aproximadamente con las masas de las distintas versiones teseladas.

Así mismo, se construyeron 7 versiones paramétricas del modelo CERO (CERO_1,...CERO7), con relieve al dorso idéntico al de CERO, pero espesor total de baldosa variando según los valores 9.68, 9.38, 9.13, 8.92, 8.72, 8.16, 7.39 mm. Estos modelos liberan un 3, 6, 9, 11, 13, 19 y 27% de la masa de CERO respectivamente, siendo cada uno de ellos asimilables a alguna de las versiones. La siguiente tabla detalla lo anteriormente expuesto:

MODELO	VERSIÓN	ESPESOR (mm)	Ahorro CERO
CERO	0	10.00	3%
	1	9.68	6%
	2	9.38	9%
	3	9.13	11%
	4	8.92	11%
	5	8.92	13%
	6	8.72	19%
	7	8.16	27%

Tabla 3.4-Detalles geométricos de las versiones paramétricas del modelo CERO

Como en el caso de la BASE, las versiones de CERO fueron sometidas a los mismos ensayos que el resto de versiones, y con los resultados se construyó un modelo equivalente denominado CERO MEDIO (CEROM en adelante), el cual tiene la geometría de CERO y su espesor varía de manera que su masa coincide aproximadamente con las masas de las distintas versiones teseladas.

La utilidad de los dos modelos equivalentes es simple. De forma generalista, debían permitir conocer más a fondo la respuesta de los modelos de referencia frente a variaciones de su masa sin cambios en su geometría. Por otro lado y de forma más específica, en el ensayo de flexión, los esfuerzos mostrados tanto por BASEM como por CEROM en comparación con los obtenidos para las teselaciones permitirán establecer si existe una similitud o correspondencia. En caso afirmativo, podría afirmarse que ante flexión, los modelos teselados se comportan como modelos ideales o tradiciones de

masa equivalente, lo que posibilitaría considerar un espesor medio en la norma EN ISO 10545. En los próximos apartados, este concepto será ampliado.

Es conveniente aclarar, llegado este punto, que el número total de versiones manejadas en la tesis fue de 70 (56 versiones teseladas y 14 de referencia). Las versiones fueron identificadas mediante un nombre compuesto. En el caso de las teselaciones, este nombre se componía del nombre del modelo más el valor de parámetro característico entre paréntesis, p.ej. TRES(6mm) hacía referencia a la versión del modelo TRES, cuya profundidad de relieve es 6mm. Las versiones de los modelos de referencia se nombraron mediante el nombre del modelo, seguido de un número correlativo, comenzado por el 0, el cual hacía referencia al modelo inicial. Así, BASE_2 hacía referencia a la segunda versión de la base, es decir, aquella cuyo espesor medio libera un 15% de volumen respecto de la BASE o BASE_0.

3.2. MATERIALES EMPLEADOS

Para poder ejecutar el AEF, además de definir los modelos geométricos y construirlos mediante alguna herramienta CAD apropiada, es necesario determinar las propiedades básicas de los materiales que intervienen.

En el caso de esta tesis, se ha considerado que los modelos están compuestos por un bizcocho o soporte cerámico sobre el cual se aplica una capa de esmalte vítreo. Las juntas, el mortero y el hormigón se han sustituido, en virtud de los resultados hallados en la bibliografía⁷⁸, por la condición de que la superficie inferior de la pieza tiene restringidos los tres grados de libertad lineales.

3.2.1. Composición de la pasta

Como ya se ha citado en la introducción, la denominación de producto cerámico es vasta, y abarca elementos de naturaleza tan dispar como los refractarios empleados en hornos industriales, vajilla de uso doméstico o prótesis dentales. Lo mismo ocurre cuando se habla de las propiedades de los materiales que conforman dichos productos. Incluso acotando la búsqueda a revestimientos y pavimentos estándar, los valores varían enormemente de unas fuentes a otras. Esta pluralidad no refleja sino la auténtica naturaleza de los cerámicos: la variabilidad.

Las complejas formulaciones, en las que participan del orden de la decena de compuestos (SiO_2 , Al_2O_3 , TiO_2 , Fe_2O_3 , CaO , MgO , K_2O , Na_2O ...etc.), más una extensa lista de aditivos, provoca que cada fabricante disponga, para cada modelo, de unas propiedades diferentes. En general, las materias primas utilizadas se componen de dos tipologías fundamentales de materiales^{98 99}:

- ✓ Materiales arcillosos de naturaleza illítico-clorítica e illítico-caolítica, que dotan a la pasta de sus características en crudo, como la plasticidad y la resistencia mecánica y térmica en verde y en seco.
- ✓ Materiales complementarios de carácter fundente y/o inerte como feldespatos, cuarzo, pegmatitas...etc., que contribuyen con sus flujos vítreos a la densificación del material durante la cocción, y determinan, junto con las características de la pasta, las capacidades mecánicas y térmicas del producto final.

Hilando todavía más fino, se puede afirmar que incluso para una misma formulación, muy difícilmente dos piezas responderán de la misma manera ante sollicitaciones idénticas, debido, por una parte, a la heterogeneidad intrínseca de las materias primas (las arenas, incluso de una misma cantera, no son homogéneas) y por otra a las distorsiones que el proceso introduce de forma acumulativa y que tiene su punto álgido en el ciclo de cocción.

3.2.2. Composición del esmalte

Las características físicas del esmalte, como su resistencia al desgaste o su resistencia a los ácidos y bases, condicionan y determinan el uso del producto final en los diferentes ambientes. Su formulación se realiza mediante la combinación de fritas de media y alta viscosidad; y actualmente también de fritas de fusión eutéctica (calcio y cinc) en porcentajes variables. Complementariamente se incorporan otros materiales naturales y sintéticos con características específicas como feldespatos, nefelina y óxido de cinc, que mejoran la matriz vítrea; o la arena de circonio y el corindón, que la disuelven parcialmente y mejoran la resistencia a la abrasión o actúan como opacificadores (silicato de circonio) o matificantes (óxido de alúmina). También la anatasa (dióxido de titanio) y la wollastonita y carbonato de calcio y magnesio son empleadas con distintos fines¹.

Como en el caso de la pasta, la variabilidad de las propiedades de los esmaltes es enorme.

3.2.3. Propiedades mecánicas de los materiales empleados en la simulación

Considerando que el estudio se realiza en la zona elástico-lineal de ambos materiales (pasta y esmalte), y que éstos son tomados como isotrópicos, las mínimas propiedades mecánicas y térmicas que han de fijarse son:

- ✓ Densidad (g): relación entre la masa y el volumen.
- ✓ Módulo de elasticidad (E): resistencia a la deformación elástica obtenida como la pendiente en la curva tensión-deformación del ensayo de tracción o flexión en el tramo lineal (elástico), en donde se cumple la ley de Hooke. También conocido como Módulo de Young.
- ✓ Coeficiente de Poisson (μ): relación entre las deformaciones según los tres ejes ortogonales espaciales.
- ✓ Coeficiente de dilatación térmica (α): relación entre la deformación experimentada por el material con respecto a la variación de temperatura en el mismo.
- ✓ Conductividad térmica (k): capacidad del material de transmitir calor por conducción
- ✓ Calor específico (C): cantidad de energía necesaria para aumentar 1°C la temperatura de una sustancia. Indica la mayor o menor dificultad que presenta dicha sustancia para experimentar cambios de temperatura bajo el suministro de calor.

Para establecer estas propiedades, se recurrió a una amplia bibliografía, que resultó, como era de prever, bastante ambigua en la definición de algunas de estas magnitudes y sus rangos de valor. La siguiente tabla presenta estos datos de partida:

FUENTE	PROPIEDAD MECÁNICO - TÉRMICA					
	g (Kg/m ³)	E (GPa)	μ (m/m)	α (10e-6°K-1)	k (Wm ⁻¹ K ⁻¹)	C (Jg ⁻¹ K ⁻¹)
BOWMAN R.G. ⁸⁹		20	0.20			
SILVA D.A. ⁹¹		30-70	0.10			
BEN AMOR C. ⁹⁰		50-90	0.30			
WAGNEUR M. ⁹⁵		7.- 15	0.30			
JEGOU-VILNAT J. ⁹⁶		30-52	0.16			
HILL G. ¹⁰⁰		25-65	0.16			
LUCAS J.A. ⁹⁴		30-90	0.30			
MARRERO M. ⁷⁸	2300	59	0.19	7.50		
ABREU M. ⁹²		40-70	0.30	6.00		
CAO Y. ⁴⁶		70	0.26			
MAHDI S. ⁶³		270	0.22			
SANTO M. ⁶⁰		340	0.23	6.80		
REPETTO E.A. ⁶⁸	2500	87	0.30	4.90	1	
DEHOFF P.H. ⁴⁵	2514-2640	65-86	0.24-0.27	8.74-10.75		
IUGA M. ⁵⁹	3999-4220	85-180	0.22	6.4-12-2	0.46-0.78	
HARPER C.A. ¹⁰¹	2300	68	0.27	5.00	1.14	0.78
HESHMATI A.A.R. ¹⁰²	1750	84	0.20	8.90	0.75	1.225
CHANDRUPATLA T.R. ¹⁰³	2400	70	0.17	8.00	0.8	

Tabla 3.5–Propiedades mecánicas de pavimentos cerámicos según la bibliografía

Tras el análisis de la información disponible más reciente, se fijaron las siguientes propiedades para la simulación:

MATERIAL	PROPIEDAD MECÁNICO - TÉRMICA					
	g (Kg/m ³)	E (GPa)	μ (m/m)	α (10e-6°K-1)	k (Wm ⁻¹ K ⁻¹)	C (Jg ⁻¹ K ⁻¹)
PASTA	2300	50	0.25	7	1	0.75
ESMALTE	2700	65	0.20	3.25	1.5	1

Tabla 3.6–Propiedades mecánicas seleccionadas para la pasta y el esmalte en la simulación

Los valores considerados no dejan de ser, en cierta manera, arbitrarios, pero a la vez representativos de una gran cantidad de modelos reales de baldosa cerámica. Como se aprecia, el material esmalte se ha considerado más denso, más frágil (mayor E), más resistente a la dilatación térmica y más conductivo que la pasta, lo cual será fuente de tensiones máximas en la interfase, como de hecho ocurre en la práctica.

En cualquier caso, como ya se expuso en el apartado de los objetivos, la presente tesis se centra en el estudio de la influencia de la geometría del relieve al dorso de la pieza en su respuesta mecánica y térmica, por lo que las particularidades de los materiales empleados para el cálculo no son determinantes, siempre y cuando se encuentren dentro de rangos de valor razonables, y sean los mismos para todos los modelos y versiones ensayados.

3.3. MÉTODO DE MODELADO

Para realizar el modelado de las piezas se empleó el programa comercial de diseño industrial ProEngineer Wildfire 2.0 (ProE) de la firma Parametric Technology Corporation (PTC), cuya licencia pertenece a la Universidad Politécnica de Valencia.

Empleando modelado sólido tridimensional se construyó el modelo BASE mediante una protusión de $200*200*10 \text{ mm}^3$. A continuación se diseñaron el resto de modelos, realizando los distintos relieves al dorso mediante una mezcla recta paralela de corte (que daba forma a la llamada pirámide elemental de cada modelo), que posteriormente serviría de unidad elemental de patrones planos según las direcciones x-z (1 patrón en el caso del modelo CUATRO, y 2 patrones para el resto).

Para la obtención de las versiones de $P=2, 4, 6$ y 8 mm , simplemente se varió la profundidad de la mezcla según estas cantidades, manteniendo $\beta=70^\circ$. Para la obtención de las versiones de $\beta=50, 60, 70$ y 80° , se varió el tamaño de la base inferior de la mezcla manteniendo $P=4\text{mm}$, de acuerdo con el diámetro “ d ” obtenido en los cálculos previos. Para más detalles véase tabla 3.2 “Datos geométricos de las versiones paramétricas modeladas” anteriormente expuesta.

3.4. ANÁLISIS POR ELEMENTOS FINITOS

3.4.1. Elección del programa de cálculo

El programa ANSYS® es sin lugar a dudas la herramienta de AEF más empleada internacionalmente. Su versatilidad es su mejor cualidad, ya que permite la programación de una cantidad podría decirse que infinita de análisis con parámetros de diseño constantes o variables en el espacio, el tiempo, la temperatura o cualquier otra magnitud. Sin embargo, cuando se trata de piezas tridimensionales complejas, con un número de superficies del orden de las centenas como es el caso que ocupa a esta tesis, ANSYS pierde funcionalidad. El interfaz gráfico es muy limitado, por lo que resulta tedioso elaborar el ensayo (aplicar los materiales, cargas y condiciones de contorno al modelo), y casi imposible comprobar a priori que no se han producido errores en dicho proceso. Además, en el caso de un estudio paramétrico como este, en donde se manejan 70 geometrías distintas, la dinámica de ANSYS es demasiado lenta, ya que no permite el traslado de las constantes del análisis (materiales, cargas y condiciones de contorno) de unas versiones a otras. Por otro lado, cabe destacar que abordar el modelado de las piezas directamente en ANSYS sería una empresa de dimensiones faraónicas, ya que la construcción de modelos en este entorno sólo es conveniente para piezas extremadamente sencillas, lo que obviamente no incluye el uso de patrones (función básica de los modelos aquí propuestos). En todo caso, se debería importar la geometría CAD realizada con el software adecuado (ProEngineer, Ideas, Catia...etc.) en el estándar IGES, aun a sabiendas de que cierta pérdida de información es posible.

Por todo ello, para realizar el análisis por elementos finitos propuesto en esta tesis se ha empleado el módulo de análisis estructural y térmico de ProEngineer Wildfire conocido como Mechanica. Mechanica resulta más funcional para el caso particular de este estudio, puesto que permite el traslado directo de las geometrías desde ProEngineer (sin necesidad de transformaciones tipo IGES) y la comprobación constante de posibles errores de planteamiento en las simulaciones, mantiene en memoria las condiciones de ensayos idénticos con geometrías distintas (materiales, cargas y condiciones de contorno) y ofrece resultados numéricos y gráficos de la misma índole que ANSYS, los cuales serán usados para las conclusiones del trabajo. Este módulo no se emplea usualmente en el análisis de cerámicas (de hecho, la autora no ha encontrado en la bibliografía

estudiada ningún precedente hasta el momento), aunque sí es empleado para la evaluación de piezas metálicas y plásticas, así como conjuntos con sólidos y superficies de distintos materiales, sobre todo en entornos educativos. Para asegurar la idoneidad de la herramienta, se realizó un mismo análisis sobre los modelos BASE y UNO en ambas plataformas como se presenta en la siguiente tabla:

MODELO	MAGNITUD	Resultados con ProE	Resultados con ANSYS
BASE	Máximo desplazamiento en magnitud (mm)	1.32E-06	1.26E-06
	Máxima tensión principal (MPa)	4.75E-04	9.45E-04
	Mínima tensión principal (MPa)	-1.25E-02	-7.88E-03
	Máxima tensión cortante (MPa)	3.22E-03	1.62E-03
UNO	Máximo desplazamiento en magnitud (mm)	1.63E-06	1.52E-06
	Máxima tensión principal (MPa)	5.51E-03	2.96E-03
	Mínima tensión principal (MPa)	-3.73E-02	-2.33E-02
	Máxima tensión cortante (MPa)	7.01E-03	4.97E-03

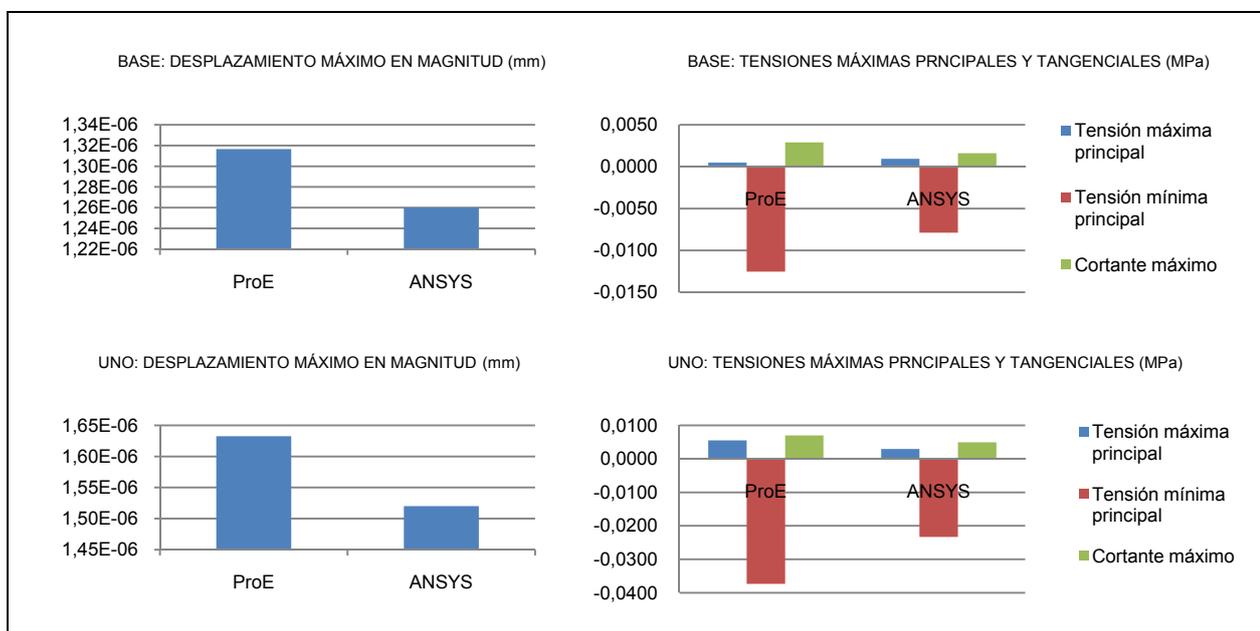


Tabla 3.7–Comparación de resultados para el mismo AEF realizado con ProEngineer y ANSYS (desplazamientos en mm y tensiones en MPa)

Se aprecia que los valores de las principales magnitudes mecánicas calculadas por ambos programas son muy similares, si bien los resultados de ProEngineer tienden a ser algo más altos. Esto puede deberse a varias razones, entre ellas, el diferente mallado y las pequeñas diferencias geométricas introducidas por la transformación del formato .prt de ProEngineer al estándar .igs en el caso del análisis con ANSYS. Por otra parte, ProEngineer tiende a elevar los valores pico en pro de una mayor nitidez de los resultados gráficos, como se muestra a continuación (nótese que para el caso de ProEngineer sólo se ha ensayado un cuarto de la pieza, empleando restricciones de simetría):

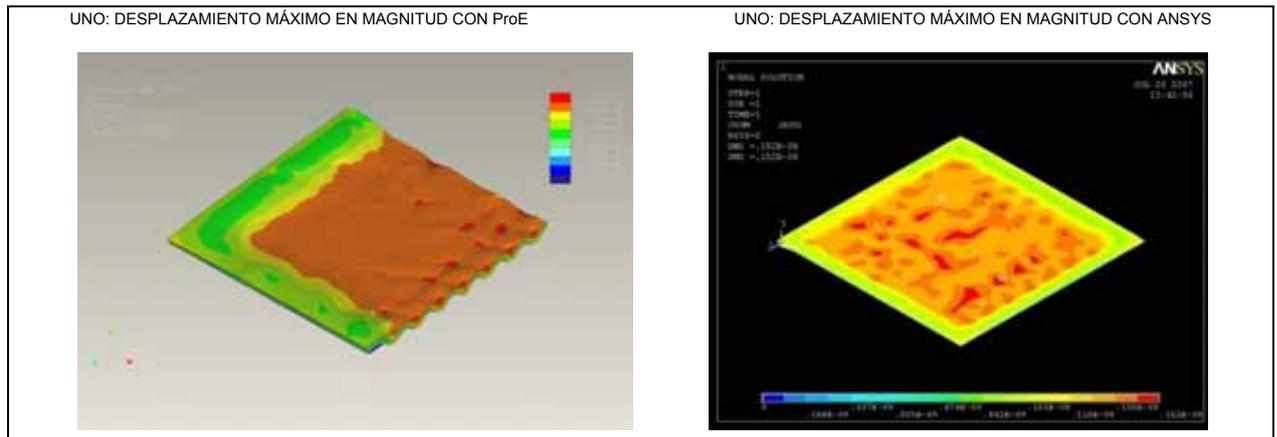


Figura 3.11–Comparación de la nitidez entre los resultados gráficos con ProEngineer y ANSYS. Ejemplo UNO.

3.4.2. Descripción del análisis por elementos finitos

Una vez discutidos los pormenores de la herramienta informática de cálculo, los análisis se construyeron como se detalla a continuación.

Para comenzar, sólo un cuarto de cada una de las diferentes versiones fue exportada a Mechanical, ya que todos los modelos presentan distribuciones del relieve al dorso simétricas respecto de los ejes x - z . En realidad, los modelos CINCO y SIETE son ligeramente antisimétricos respecto de x , sin embargo, varios ensayos idénticos, realizados sobre un cuarto de pieza y sobre la pieza entera, condujeron a resultados que diferían en menos de un 1%, por lo que también estos modelos fueron tomados como simétricos, con el correspondiente ahorro de tiempo y recursos de computación. La condición de simetría se modela en Mechanical mediante una restricción de “simetría de espejo” aplicada sobre las superficies ortogonales que determinan el límite de simetría. En estas superficies únicamente se permite el desplazamiento en el eje de ordenadas (eje y en la simulación).

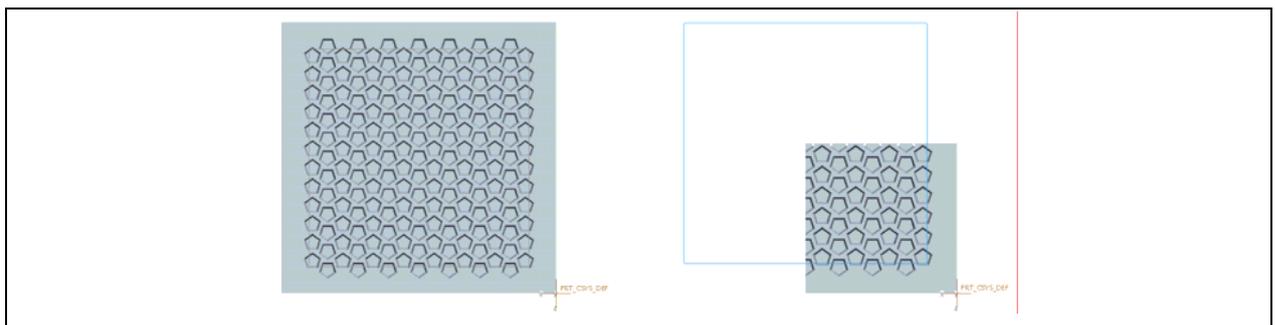


Figura 3.12–Vista del modelo CINCO modelado con ProEngineer, a dimensión completa y un cuarto.

Se realizó un mallado sólido tridimensional, empleando el elemento de análisis SOLID92 para el análisis estructural (tetraedro de 10 nodos y 3 grados de libertad según los ejes ortogonales); y el elemento SOLID87 para el análisis térmico (tetraedro de 10 nodos y 1 grado de libertad en virtud de la temperatura). Este elemento tetraédrico es ideal para modelos de geometría tridimensional irregular, donde ningún otro elemento sería apropiado¹⁰⁴. La siguiente figura muestra un esquema de ambos elementos, recogida en el manual “ANSYS User’s manual: Elements Vol.III”, Swanson Analysis Systems, Inc., 1999¹⁰⁵:

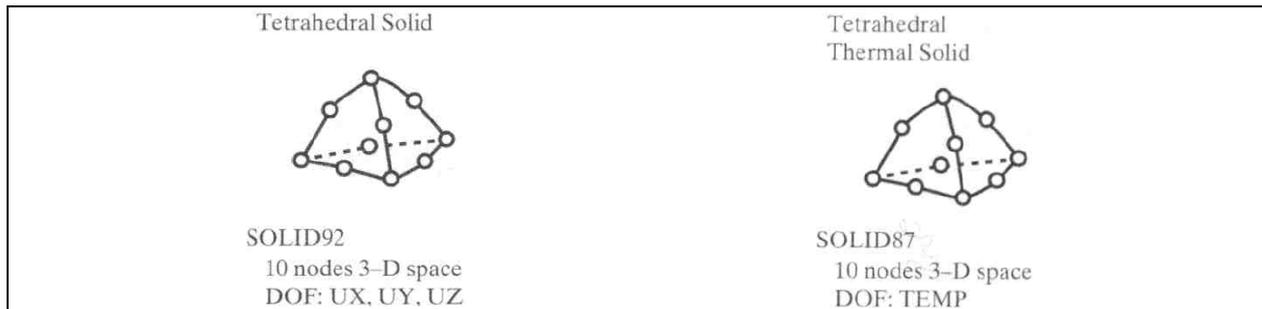


Figura 3.13—Representación teórica de los elementos SOLID92 y SOLID87 empleados en el AEF ("ANSYS User's manual: Elements Vol.III", Swanson Analysis Systems, Inc., 1999).

Como fue comentado en la introducción, los AEF basados en elementos sólidos no son muy habituales, dado que en los análisis más comunes (y las cerámicas no son una excepción), los modelos planos son suficientemente precisos y mucho menos exigentes en cuanto a tiempo y recursos de computación. Sin embargo, en el caso de esta tesis, el análisis tridimensional era fundamental, dado la naturaleza geométrica tridimensional del relieve al dorso.

El número de elementos manejados por el sistema varió de un ensayo a otro, puesto que se empleó el mallado optimizado por defecto. A modo orientativo, el modelo BASE más sencillo necesitó del orden de los 70 elementos, mientras que el modelo CUATRO, de complejidad media, fue mallado con aproximadamente 1600. Para el caso más complejo del modelo OCHO, el promedio de tetraedros si situó alrededor de los 3000. En la siguiente figura se puede observar la malla tridimensional empleada en el modelo SIETE. Como se aprecia, la malla ha sido refinada tanto en las superficies de simetría como alrededor de las teselaciones, con el objetivo de asegurar la convergencia y la precisión de los resultados:

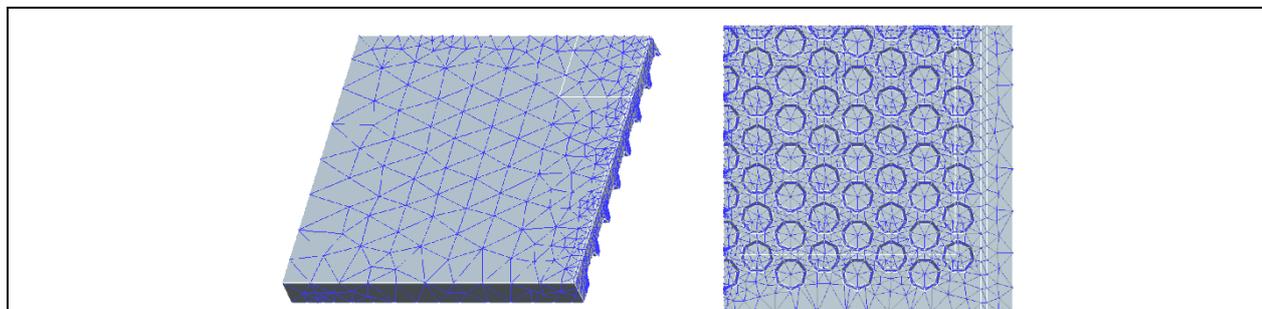


Figura 3.14—Malla tridimensional de elementos finitos empleada por ProEngineer, módulo Mechanica. Ejemplo SIETE.

Para la evaluación estructural se empleó un análisis estático no considerando el campo de las grandes deformaciones, puesto que se suponen, en un principio, resultados aproximadamente lineales con las cargas. Para los ensayos térmicos, se empleó un análisis termal constante. En ambos casos se eligió el método "paso simple adaptativo" de convergencia. Según este método, el sistema ejecuta una primera iteración de orden polinómico igual a 3 y determina el error local de las soluciones. A continuación determina un nuevo orden polinómico y ejecuta el paso final. La elección de este método se realizó tras comprobar, en varios ensayos, que el método alternativo "múltiple paso adaptativo", en donde el usuario determina el número de iteraciones, conducía a resultados idénticos en los supuestos estudiados. Los errores de los diferentes ensayos no superaron en ningún caso el 2%.

3.4.3. Importancia de la linealidad en el análisis: cálculo de tensiones de ruptura

Ya ha sido citado en varias ocasiones, pero es importante destacarlo de nuevo, el carácter lineal de los cálculos efectuados por el programa en relación a las cargas, debido al cálculo elástico (zona lineal del diagrama tensión-deformación en donde se cumple la Ley de Hooke). Es decir, si una fuerza o una presión Pa genera un esfuerzo máximo en la baldosa σ_a , una fuerza o presión Pb , generará un esfuerzo máximo σ_b , de manera que se cumple:

$$\frac{\sigma_a}{Pa} = \frac{\sigma_b}{Pb}$$

Ecuación 2: Linealidad entre solicitaciones y esfuerzos

Esta propiedad permitirá, una vez realizados los ensayos con unas cargas de determinada magnitud, conocer no sólo los esfuerzos generados en ése estado de fuerzas (resultados dados por el programa), sino los esfuerzos creados por cualquier otra carga idéntica, pero de distinto valor absoluto. De esta manera se podrán establecer las cargas para las cuales se produce el colapso de las piezas, estableciendo previamente un criterio de resistencia estática, que más tarde se detallará.

3.5. DESCRIPCIÓN Y JUSTIFICACIÓN DE LOS ENSAYOS

Los pavimentos cerámicos se ven sometidos a cargas de distinta índole durante su vida útil. En función del espacio en donde se encuentre ubicados, prevalecerán unas sobre otras. Puesto la tesis se propone como objetivo el conocimiento generalista de la respuesta tanto mecánica como térmica de las baldosas aligeradas, conviene seleccionar una serie limitada de ensayos los cuales representen en su conjunto las condiciones de trabajo más habituales.

Es por esto que se consideraron 4 ensayos: aplicación de una carga uniformemente distribuida y aplicación de una carga puntual en condiciones ideales de apoyo, aplicación de una carga lineal en condiciones de flexión, y aplicación de una carga térmica (variación de temperatura).

Para establecer los detalles de estos ensayos (valores de las cargas y condiciones concretas de contorno), se recurrió a las normas de aplicación en cerámica, tanto para la calidad del producto (norma EN ISO 10545), como para la seguridad en la edificación (Código Técnico de Edificación CTE), como se comenta a continuación.

3.5.1. Relación de los ensayos simulados con la normativa española e internacional

Ya fue relatada en el capítulo "INTRODUCCIÓN" la situación de la normativa de obligado cumplimiento en relación a los pavimentos cerámicos. Como allí se citó, los pavimentos cerámicos, como producto final, están sujetos fundamentalmente a 2 normas: la norma EN ISO 10545 "Baldosas Cerámicas" (sustituye a la norma EN 100:1991 y cuenta con 17 partes); y el Documento Básico del Código Técnico de Edificación (CTE) sobre Seguridad Estructural y Acciones en la Edificación DB SE-AE.

Para poder evaluar la respuesta mecánica y térmica de los distintos modelos y versiones tal y como se cita en los objetivos de esta tesis, se decidió contemplar los ensayos más representativos de

ambas normas, tomando siempre los valores extremos de carga. La siguiente tabla describe los ensayos seleccionados:

Nº	CARGAS	RESTRICCIONES	NORMA DE REFERENCIA
1	Carga de 5 KN/m ² vertical y uniformemente distribuida sobre la cara vista de la baldosa	Condiciones normales de trabajo para pavimento: baldosa adherida a mortero o pegamento por su cara no vista	DB SE-AE 3.1 Sobrecarga de uso máxima en categoría C, carga uniforme, zonas de acceso público.
2	Carga de 7 KN vertical y uniformemente distribuida sobre una superficie cuadrangular de 50 mm de lado ubicada en la cara vista de la baldosa.	Condiciones normales de trabajo para pavimento.	DB SE-AE 3.1 Sobrecarga de uso máxima en categoría C, carga concentrada, zonas de acceso público.
3	Carga lineal uniformemente distribuida aplicada sobre un cilindro metálico recubierto de caucho de dureza 50±5 IRHD, calculada conforme ISO 48 situado en la sección media de la baldosa sobre la cara vista. La carga debe ser aumentada progresivamente, de tal manera que se observe en el manómetro, un aumento del esfuerzo de la baldosa de 1±0.2 N/mm ² por segundo, hasta que ésta rompa. R= 3FL/(2hb) resistencia a flexión, donde: F= carga de rotura medida con el manómetro (N) L= distancia entre los ejes de los apoyos (mm) b= anchura de la baldosa (mm) h= espesor mínimo de la baldosa, tras el ensayo, en la sección de rotura (mm)	Baldosa apoyada sobre 2 cilindros metálicos recubiertos de caucho de dureza 50±5 IRHD, calculada conforme ISO 48, colocados a una distancia l= 20 mm de los extremos de la misma.	EN ISO 10545-4: Determinación de la resistencia a la flexión y de la carga de rotura
4	Incremento de la temperatura debido a la radiación solar de 42°C.	Condiciones normales de trabajo para pavimento.	DB SE-AE 3.4.2 Cálculo de la acción térmica, orientación de la superficie Sur y Oeste, color de la superficie oscuro.

Tabla 3.8–Detalles de los ensayos seleccionados para la simulación tomados de la norma EN ISO 10545 y del Código Técnico de Edificación - CTE.

3.5.2. Hipótesis de carga y condiciones de contorno en la simulación

Para simular los ensayos antes expuestos con las herramientas computacionales disponibles, se realizaron diferentes ajustes y simplificaciones tanto de las cargas como de las restricciones, buscando en todo momento la viabilidad de las simulaciones, así como la fidelidad del modelo con respecto al ensayo real. A continuación se detallan estas hipótesis:

- **Ensayo uniforme**

El ensayo 1 se denominó ensayo “UNIFORME”.

La carga se aplicó tal y como especifica la norma, es decir, una presión de valor 5 KN/m² vertical y uniformemente distribuida sobre la cara vista de la baldosa. Esta fuerza, aunque pequeña, representa las condiciones de trabajo habituales del pavimento colocado, pero además, también representa el estado normal de apilamiento, lo cual hace especialmente interesante el ensayo.

Para simular las condiciones de trabajo normales del pavimento, se anularon los desplazamientos de la superficie inferior del mismo, dejando libres las superficies interiores de las teselaciones. Esta restricción representa la condición más desfavorable de trabajo, en la cual el mortero o pegamento no habría fraguado dentro del relieve al dorso y por tanto sólo habría adherido la superficie más externa del relieve.

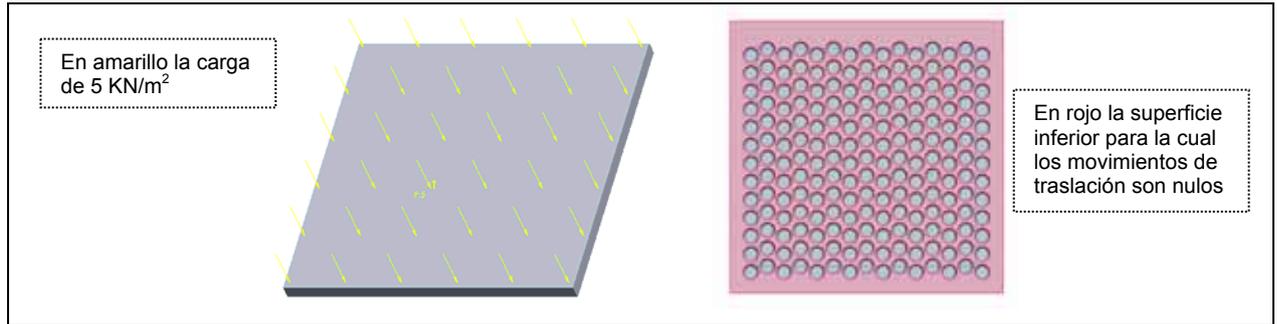


Figura 3.15-Esquema del ensayo UNIFORME en la simulación

- **Ensayo puntual**

El ensayo 2 se denominó ensayo “PUNTUAL”.

La carga se aplicó tal y como especifica la norma, es decir, una presión de valor 7 KN vertical y uniformemente distribuida sobre una superficie cuadrangular de 50 mm de lado ubicada en la cara vista de la baldosa, considerando un cuadrado con centro geométrico coincidente con el centro geométrico de la cara vista de la baldosa. Si bien esta consideración puede que no represente el caso más desfavorable (quizá una ubicación excéntrica hubiera sido más crítica), permite la aplicación de simetrías, lo cual es una máxima de la tesis, a fin de ahorrar tiempo y recursos de computación.

Para simular las condiciones de trabajo normales del pavimento, se procedió como en el caso del ensayo UNIFORME.

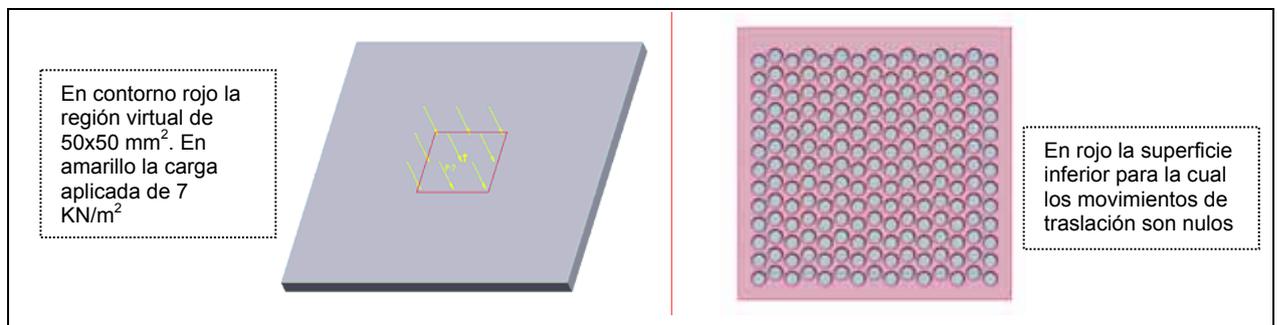


Figura 3.16-Esquema del ensayo PUNTUAL en la simulación

- **Ensayo flexión**

El ensayo 3 se denominó ensayo “FLEXIÓN”.

En este ensayo, el cilindro sobre el que se aplica la carga fue sustituido por una región (superficie) virtual situada sobre la cara vista de la baldosa, de 2 mm de anchura y longitud igual a la longitud de la pieza (200mm), con centro geométrico coincidente con el centro geométrico de la citada cara vista. Para modelar el aumento de la carga, se tomó un valor inicial de 5 MPa, que se aumentó de forma progresiva tomando valores de 7.5, 10, 12.5 y 15 MPa. Para cada una de estas presiones, denominadas en los ensayos como σ_5 , $\sigma_{7.5}$, σ_{10} , $\sigma_{12.5}$ y σ_{15} , se tomaron datos de reacciones y se capturaron los resultados gráficos.

Para modelar las condiciones de contorno, los dos cilindros laterales se sustituyeron por otras dos regiones virtuales, de anchura 1mm y longitud igual a la de la pieza, a las cuales se les restringió tan sólo la traslación según el eje y con el objetivo de simular un apoyo ideal.

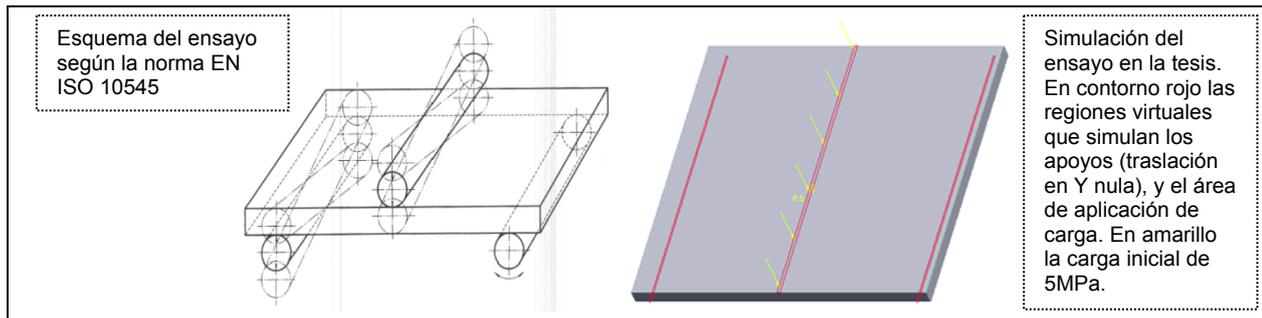


Figura 3.17–Esquema del ensayo FLEXION según la norma e hipótesis teóricas en la simulación.

El valor inicial de 5 MPa fue calculado como sigue como se detalla a continuación:

La resistencia a la flexión R ha de presentar unos valores mínimos según la norma EN ISO 10545, que varían en función del tipo de pavimento considerado, clasificado arreglo al tanto por cien de absorción de agua. La siguiente tabla resume estos valores:

CLASIFICACIÓN	CARGA DE ROTURA
Pavimento BIIb (agua 6-9%)	>18 N/mm ²
Pavimento BIIa (agua 3-6%)	>22 N/mm ²
Pavimento BIb (agua 0.5-3%)	>30 N/mm ²
Gres porcelánico (agua <0.5%)	>35 N/mm ² (50 N/mm ² en el mercado)

Tabla 3.9–Valores mínimos de la resistencia a flexión R para pavimentos según la norma EN ISO 10545

Es decir, considerando los valores extremos, se debe cumplir que $R \in [18, 50] \text{ N/mm}^2$. Por otra parte, R se calcula, según la misma norma EN ISO 10545 como (ecuación 1):

$$R = \frac{3FL}{2bh^2}$$

Donde F la fuerza de rotura, L la distancia entre los apoyos, b la anchura de la pieza y h el espesor mínimo de la sección de rotura.

Por tanto, la fuerza de rotura se puede calcular como:

$$F = R \frac{2bh^2}{3L}$$

Ecuación 3: Fuerza de rotura F , basada en la resistencia a flexión R

Teniendo en cuenta que para el caso de esta tesis $b=200 \text{ mm}$, $h=10 \text{ mm}$ (si se considera una sección constante que apenas se deforma con la carga), y $L=180 \text{ mm}$, entonces:

$$F \in [1333.33, 3703.70] \text{ N}$$

Puesto que tensión es igual al cociente entre la fuerza aplicada y la superficie, y la región virtual sobre la que se aplica la carga es de $2 \cdot 200 = 400 \text{ mm}^2$, se pudo establecer que la tensión de rotura cumpliría:

$$\sigma_{rotura} \in [3.33, 9.26] \text{ N/mm}^2 \text{ (MPa)}$$

Para el caso de la tesis, con modelos de relieves profundos, se decidió aumentar este rango a [5,15] MPa, tomando en total 5 valores progresivos con variaciones de 2.5 MPa. Finalmente se seleccionaron los cálculos realizados para $\sigma_{7.5}$, puesto que si las piezas convencionales fueran capaces de absorber esta tensión sin romper, su R sería de aproximadamente 40.5 N/mm^2 , lo que supera al límite máximo de 35 N/mm^2 fijando por la norma. Los valores hallados para el resto de tensiones (σ_5 , σ_{10} , $\sigma_{12.5}$ y σ_{15}), sirvieron para comprobar la relación lineal entre las cargas aplicadas y los esfuerzos aparecidos en las piezas, y tal y como se expuso en la ecuación 2.

Es importante destacar que el ensayo de flexión no solamente representa al ensayo de flexión de la propia norma, sino que modela el estado tensorial más desfavorable que podría darse durante producción en la estación de decoración, en el caso de impresión por serigrafía plana. Aunque en ese momento el producto no está cocido y por tanto sus propiedades mecánicas son totalmente distintas (densidad, módulo de elasticidad...etc.), los resultados del ensayo son útiles en la comparación entre modelos y versiones, ya que en todo momento se trabaja en condiciones de linealidad.

- **Ensayo térmico**

El ensayo 4 se denominó ensayo “TÉRMICO”.

En este ensayo, a la temperatura de la superficie inferior de la pieza se le impuso un valor constante de temperatura $T_{\text{inf}}=20^\circ\text{C}$, puesto que esta región se supone en contacto directo con el mortero o adhesivo, el cual presenta una masa térmica prácticamente inerte en el caso estudiado e igual a la temperatura de referencia del recinto, comúnmente tomada como 20°C . Por su parte, para simular la radiación solar, la superficie superior de la pieza se sometió a una transferencia de calor por convección forzada con el aire, capaz de hacer subir la temperatura de esta superficie hasta una temperatura $T_{\text{sup}}=65^\circ\text{C}$, lo que implica un incremento de temperatura de 45°C , algo superior al citado por el DB SE-AE.

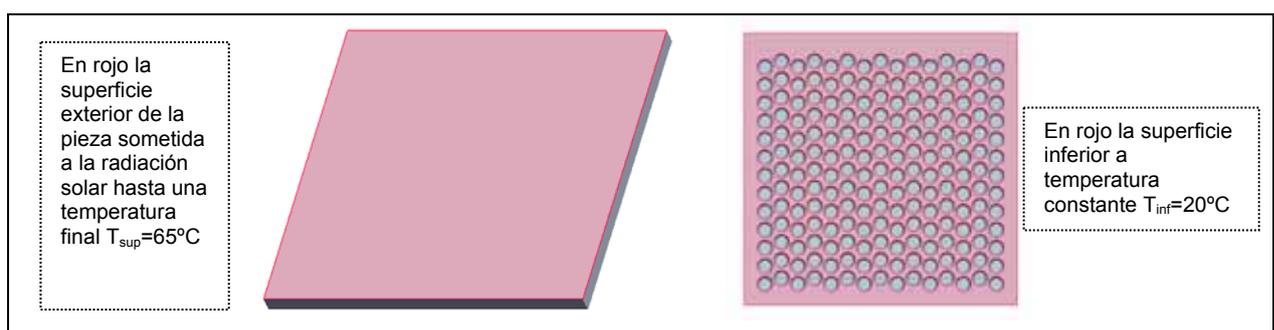


Figura 3.18-Esquema del ensayo TÉRMICO en la simulación

De este ensayo se obtuvieron inicialmente los gradientes de temperatura y flujos de calor en la pieza, del los que posteriormente se calcularon los esfuerzos estáticos.

3.6. CRITERIOS DE COMPARACIÓN

Según lo citado al inicio de este capítulo, la tesis maneja un total de 70 versiones de pavimento cerámico distintas (56 para los modelos teselados más 6 versiones de la BASE y 8 de CERO). Cada una de estas versiones fue sometida a los 4 ensayos antes descritos. Esto hace un total de $70 \cdot 4 = 280$ pruebas. Para poder determinar la idoneidad de cada una de las versiones en cada uno de los ensayos, de forma independiente y en relación al resto de versiones, y así encontrar pautas de diseño y extraer conclusiones, se hizo necesario definir un conjunto de criterios de evaluación y comparación, que tuvieran en cuenta los objetivos de diseño fijados en el capítulo “OBJETIVOS DE LA TESIS”, los cuales vienen justificados por la situación actual tanto del producto cerámico como del sector. Resumiendo, estos criterios ha sido:

- ✓ Mínima masa
- ✓ Máximas prestaciones estructurales mecánicas y térmicas

3.6.1. Decisión multicriterio en el sector cerámico

Puesto que como fue indicado en la introducción, el relieve al dorso no es considerado actualmente como un factor de diseño, y tampoco son frecuentes los análisis estructurales de las piezas en la fase de desarrollo, encontrar en la bibliografía definiciones concretas (fórmulas) para fijar estos criterios de forma no sólo cualitativa sino especialmente cuantitativa es un trabajo infructuoso.

Ya no sólo para el caso que ocupa a esta tesis, sino de forma general, la aplicación de procesos de decisión multicriterio es prácticamente desconocida en el sector, entendiéndose este proceso como la selección de una serie de parámetros en base a los cuales se puede establecer una comparación entre varias alternativas (de diseño, de producción, de comercialización...etc.), su cuantificación y la realización de un cálculo ponderado que dé como resultado la variante óptima desde un punto de vista lo más objetivo y global posible. Muy al contrario, la mayoría de decisiones se toman en la industria en base a la tradición, la “moda” o los costes de producción, de forma más o menos aislada.

Por ése motivo, los criterios fueron definidos (convertidos en fórmulas) atendiendo a dos máximas que rara vez fallan: simplicidad y sentido común. A continuación se detallan las formulaciones de cada uno de ellos.

3.6.2. Criterio de masa mínima

Como se citó en los objetivos de esta tesis, un diseño de pavimento óptimo debe tender a minimizar la masa. Con el fin de incorporar este objetivo de diseño al estudio, se introdujo el coeficiente de comparación C1, que pondera la masa de cada una de las versiones con la masa de CERO:

$$C1 = \frac{M_{versión}}{M_{CERO}}$$

Ecuación 4: Coeficiente de comparación C1

Su valor sería tanto más adecuado cuanto más se aproximara a cero.

3.6.3. Criterio de máximas prestaciones estructurales

Como resulta obvio, un segundo objetivo de diseño es la consecución de la estabilidad estructural, es decir, que la pieza desempeñe su función durante su vida estipulada en óptimas condiciones bajo los requerimientos de trabajo establecidos. Para poder incorporar este objetivo de diseño a la comparación, se tuvo que definir un criterio de resistencia estática adecuado.

- **Criterios de resistencia estática**

En ciencia de materiales, se denomina criterio de resistencia estática a una condición que, basada en ciertos esfuerzos aparecidos sobre la pieza ensayada durante la prueba, permite determinar si dicha pieza fallará, es decir, si romperá (aunque también se puede considerar como fallo a un determinado grado de estricción o crecimiento de grieta). De forma general se puede expresar un criterio de resistencia estática como:

$$\sigma_{m\acute{a}xima} \leq \sigma_{admisible} = \sigma_{ruptura}$$

Siendo $\sigma_{m\acute{a}xima}$ aquel esfuerzo máximo aparecido en la pieza durante el ensayo, y la $\sigma_{admisible}$ o $\sigma_{ruptura}$, aquel esfuerzo aparecido en la pieza, para el cual se produce el colapso. En el caso de estados tridimensionales de tensiones, como ocurre en esta tesis, la aplicación de un criterio de este tipo no es trivial ya que requiere la definición de una tensión equivalente que sustituya en la fórmula anterior a la $\sigma_{m\acute{a}xima}$ al tener en cuenta los diversos componentes de la matriz de tensiones del elemento. También la $\sigma_{admisible}$ debe ajustarse al tipo de material y sollicitación.

Los criterios de resistencia estática que definen tensiones equivalentes para estados tridimensionales son múltiples y se agrupan en aquellos aplicables a materiales dúctiles y aquellos aplicables a materiales frágiles. Un material es clasificado como dúctil o frágil en función de su capacidad de deformación ante una sollicitación: los materiales dúctiles son blandos y plásticos, por lo que pueden absorber grandes cantidades de esfuerzo antes de romper. Por el contrario, los materiales frágiles son duros y elásticos, y por tanto quiebran rápidamente sin apenas deformación. Esta dualidad de comportamiento se aprecia de forma más objetiva en el diagrama tensión-deformación de cada material, calculado mediante el ensayo estándar de tracción (o flexión), en el cual las probetas normalizadas son sometidas a un tensil creciente gradual hasta su ruptura. La siguiente figura muestra el esquema del ensayo y los diagramas de materiales dúctiles y frágiles típicos:

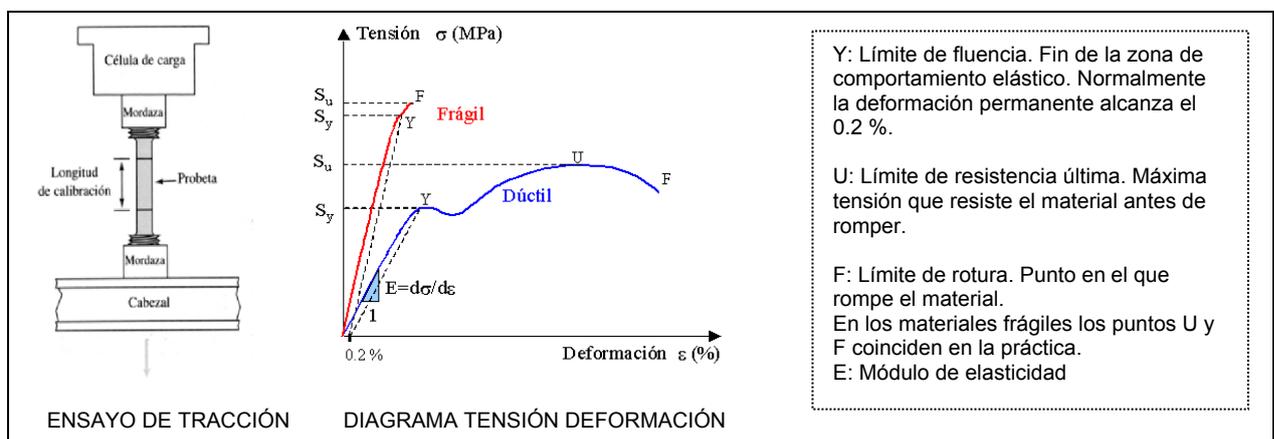


Figura 3.19—Esquema del ensayo de tracción normalizado y gráfico tensión-deformación típico

Criterios de resistencia estática para materiales dúctiles son, por ejemplo, el criterio de la máxima energía de distorsión de Von Mises o el criterio de la máxima tensión tangencial de Tresca. Para materiales frágiles, como es el caso de esta tesis, se emplean habitualmente los criterios de Mohr-Coulomb y Mohr-Coulomb Modificado o el criterio de la máxima tensión normal de Rankine. Este último es el escogido para realizar la evaluación de los resultados en esta tesis por su simplicidad y porque los materiales frágiles han probado ser más vulnerables a esfuerzos normales que a esfuerzos tangenciales¹⁰⁶.

• **Criterio de la máxima tensión normal de Rankine**

El criterio de la máxima tensión normal de Rankine se aplica a materiales frágiles tanto isotrópicos como anisótropos. Para materiales anisótropos, es decir, que presentan distintos límites de rotura para el ensayo de compresión y para el ensayo de tracción, como es el caso de las cerámicas, se establecen dos tensiones equivalentes: la tensión máxima principal (σ_1); y la tensión mínima principal (σ_3).

Se llaman tensiones principales ($\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ ordenadas de mayor a menor valor) en un punto de un cuerpo solicitado, a las tensiones normales en las direcciones principales en dicho punto, siendo estas direcciones aquellas en las que hay que orientar las caras de un paralelepípedo diferencial alrededor de dicho punto, de modo que las tensiones cortantes sean nulas en todas las caras. De esta forma, σ_1 representa los mayores esfuerzos de tracción y σ_3 representa los mayores esfuerzos de compresión¹⁰⁷.

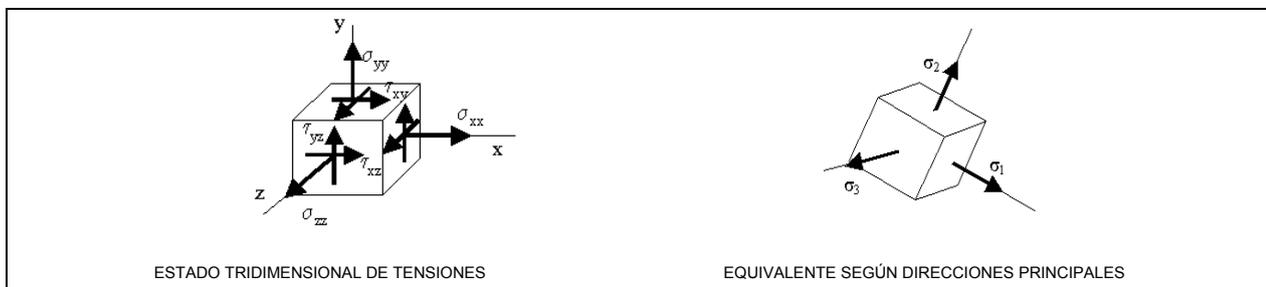


Figura 3.20–Transformación de esfuerzos tridimensionales a direcciones principales

Para calcular las tensiones principales se requiere la transformación del llamado tensor de esfuerzos el cual se representa por medio de la matriz de tensiones:

$$\begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_{yy} & \tau_{zy} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_{zz} \end{bmatrix}$$

Ecuación 5: Matriz de tensiones

La notación para cada componente de esfuerzos contiene tres elementos, una magnitud (σ para tensiones normales y τ para tensiones tangenciales), la dirección de una normal a la superficie de referencia (primer subíndice) y una dirección de acción (segundo subíndice).

La expresión que relaciona los esfuerzos aplicados con los esfuerzos principales es:

$$\begin{bmatrix} \sigma_{xx} - \sigma & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_{yy} - \sigma & \tau_{zy} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_{zz} - \sigma \end{bmatrix} \begin{bmatrix} n_x \\ n_y \\ n_z \end{bmatrix} = 0$$

Ecuación 6: Relación entre la matriz de tensiones y los esfuerzos principales

Donde σ es la magnitud del esfuerzo principal y n_x , n_y y n_z , son los cosenos directores del vector unitario n , que es normal al plano principal.

Para que haya una solución a la ecuación 6, el determinante de la matriz de coeficientes debe ser igual a cero. Al expandir este determinante e igualarlo a cero, se obtiene:

$$\sigma^3 - \lambda_2 \sigma^2 - \lambda_1 \sigma - \lambda_0 = 0$$

Donde:

$$\lambda_2 = \sigma_x + \sigma_y + \sigma_z$$

$$\lambda_1 = \tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2 - \sigma_x \sigma_y - \sigma_y \sigma_z - \sigma_z \sigma_x$$

$$\lambda_0 = \sigma_x \sigma_y \sigma_z + 2\tau_{xy} \tau_{yz} \tau_{zy} - \sigma_x \tau_{yz}^2 - \sigma_y \tau_{zx}^2 - \sigma_z \tau_{xy}^2$$

Ecuación 7: Desarrollo del polinomio cúbico de tensiones principales

La ecuación 7 es un polinomio cúbico en σ . A los coeficientes $\lambda_0, \lambda_1, \lambda_2$ se les conoce como invariantes tensoriales, porque tienen los mismos valores, independientemente de la elección inicial de los ejes xyz sobre los cuales se midieron o calcularon los esfuerzos aplicados. Los tres esfuerzos principales $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ son las tres raíces de este polinomio cúbico, que son siempre reales y, por lo general, quedan ordenadas de manera que $\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$ (de ahí que σ_1 sea por convenio la tensión máxima y σ_3 la tensión mínima).

De ser necesario, se puede determinar la dirección de los vectores principales de esfuerzo, sustituyendo cada raíz de la ecuación 7 en la ecuación 5 y resolviendo en función de n_x, n_y y n_z , para cada uno de los tres esfuerzos principales. Las respectivas direcciones de los tres esfuerzos principales son mutuamente ortogonales.

Los esfuerzos cortantes principales se pueden determinar, si es requerido, a partir de los valores de los esfuerzos normales principales como:

$$\tau_{13} = \frac{|\sigma_1 - \sigma_3|}{2}; \tau_{21} = \frac{|\sigma_2 - \sigma_1|}{2}; \tau_{32} = \frac{|\sigma_3 - \sigma_2|}{2}$$

Ecuación 8: Esfuerzos cortantes principales

Tras la definición de tensiones equivalentes, Rankine establece que el material no fallará si se cumplen las siguientes 2 condiciones:

$$\sigma_1 \leq \sigma_{adm1} = \sigma_{max_tracción}$$

$$|\sigma_3| \leq \sigma_{adm2} = |\sigma_{min_compresión}|$$

Ecuación 9: Condiciones del criterio de resistencia estática de Rankine para materiales frágiles

Donde la $\sigma_{\max_tracción}$ es el esfuerzo máximo que soporta el material en el ensayo de tracción antes de romper, y la $\sigma_{\min_compresión}$ es el esfuerzo mínimo de compresión que soporta el material en el ensayo de compresión (por convención, las fuerzas de compresión tienen siempre signo negativo, por lo que la $\sigma_{\min_compresión}$ es en realidad el mayor esfuerzo de compresión en valor absoluto).

- **Criterio de las máximas prestaciones estructurales**

Para la cerámica estándar, valores típicos de estas tensiones son ⁷⁸:

$$\sigma_{\max_tracción} = 70 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{\min_tracción} = -400 \text{ MPa}$$

Ecuación 10: Valores máximos de tensión de tracción y tensión de compresión en la simulación

Puesto que era muy posible que algunas de las cargas (en especial la uniforme y puntual) provocaran esfuerzos muchos menores que estos límites, la evaluación estructural constó de dos partes.

Primero, como en el caso de la masa, el estudio tuvo lugar en términos relativos. Con este fin se introdujeron los coeficientes de comparación C2 y C3, que ponderan las tensiones principales máxima y mínima de las versiones con respecto a las tensiones principales máxima y mínima aparecidas en el modelo CERO para cada uno de los cuatro ensayos:

$$C2 = C_{2_{uniforme}} + C_{2_{puntual}} + C_{2_{flexión}} + C_{2_{térmico}} = \frac{\sigma_{1u_version}}{\sigma_{1u_CERO}} + \frac{\sigma_{1p_version}}{\sigma_{1p_CERO}} + \frac{\sigma_{1f_version}}{\sigma_{1f_CERO}} + \frac{\sigma_{1t_version}}{\sigma_{1t_CERO}}$$

$$C3 = C_{3_{uniforme}} + C_{3_{puntual}} + C_{3_{flexión}} + C_{3_{térmico}} = \frac{\sigma_{3u_version}}{\sigma_{3u_CERO}} + \frac{\sigma_{3p_version}}{\sigma_{3p_CERO}} + \frac{\sigma_{3f_version}}{\sigma_{3f_CERO}} + \frac{\sigma_{3t_version}}{\sigma_{3t_CERO}}$$

Ecuación 11: Coeficientes de comparación C2 y C3

Donde “u” denota ensayo “UNIFORME”, “p” ensayo “PUNTUAL”, “f” ensayo “FLEXION” y “t” ensayo “TÉRMICO”. Como anteriormente, el valor de los coeficientes sería tanto más adecuado cuanto más se aproximara a cero.

Segundo, se prestó atención también a los valores absolutos de las tensiones, no siendo admisible en ningún caso esfuerzos principales que no cumplan el criterio de Rankine estándar. Aplicando la propiedad de linealidad anteriormente expuesta en la ecuación 2, y conociendo los valores dados por la ecuación 10, se pudieron hallar, para cada ensayo, las cargas que provocan el colapso o ruptura, tanto asociadas a tracción, como a compresión, de la siguiente forma:

$$carga_{ruptura_tracción} = \frac{\sigma_{\max_tracción} \times carga}{\sigma_1}$$

$$carga_{ruptura_compresión} = \frac{\sigma_{\min_compresión} \times carga}{\sigma_3}$$

Ecuación 12: Cargas de ruptura asociadas a tracción y a compresión

Donde σ_1 es la tensión máxima principal calculada por el programa en el AEF para cada versión, σ_3 es la tensión mínima principal calculada por el programa en el AEF para cada versión, y

carga es la carga típica de cada ensayo. Este cálculo permitió establecer qué esfuerzos, de tracción o de compresión, eran más susceptibles que provocar el fallo de la pieza ante cada carga típica. Éste es un dato imprescindible para el diseño óptimo del relieve, y en general del pavimento (incluyendo la formulación de los materiales), ya que permite enfocar las decisiones de diseño a la función final del producto, lo cual es siempre garantía de éxito.

3.6.4. Criterio global de comparación

Definidos C1, C2 y C3, sólo restaba definir el coeficiente global C_{global} , que fuera la combinación de los anteriores y por tanto ofreciera el valor final empleado en la decisión multicriterio. Teniendo en cuenta que la masa debía tener una importancia específica en el proceso de decisión, esto es, equivalente a la respuesta estructural, se definió el coeficiente C_{global} como sigue:

$$C_{global} = C1 \times (C2 + C3)$$

Ecuación 13: Coeficiente de comparación global C_{global}

El valor del coeficiente sería tanto más adecuado cuanto más se aproximara a cero.

3.7. DEFINICIÓN DEL ESPESOR PARA EL CÁLCULO DE LA RESISTENCIA A FLEXIÓN

Como fue comentado anteriormente, con independencia de los valores de C_{global} , para el caso del ensayo FLEXIÓN, resultaba interesante plantear una comparación másica y estructural no con respecto al modelo CERO, sino a una baldosa también convencional (idéntica geoméricamente), pero de espesor tal que su masa fuera la misma que la masa de la pieza aligerada, esto es, con respecto a CEROM. Considerando que el volumen de la pieza teselada se puede calcular por métodos geoméricos durante la fase de diseño, y que por tanto es un dato conocido, y que el formato es constante (en el caso de los modelos de la tesis, el formato es 200*200 mm²), se pudo calcular este espesor medio como:

$$e_m = \frac{V_{pieza_teselada}}{formato}$$

Ecuación 14: Espesor medio

Una comparación de este tipo permitiría establecer si las piezas teseladas eran asimilables a piezas tradicionales de espesor inferior al habitual, y por tanto posibilitaría la aplicación de la norma EN ISO 10545 en toda su extensión y sin contradicciones, cosa que de momento no es posible de forma estricta, como quedó expuesto en el capítulo "INTRODUCCIÓN". Para poder establecer esta comparación en términos productivos reales, se modelaron las versiones de CERO anteriormente presentadas, y se construyó el modelo equivalente CEROM.

Por tanto, en el ensayo FLEXIÓN, las magnitudes del estudio σ_1 , σ_3 de cada uno de los modelos y versiones debían ser comparadas con su correspondiente equivalente másico del modelo CEROM, para poder concluir si esta equivalencia era posible, y como podía ser formalizada.

CAPÍTULO IV: RESULTADOS

4. RESULTADOS

Hasta aquí, se ha expuesto el entorno que rodea y caracteriza el diseño de los pavimentos cerámicos; se ha fijado que el objetivo de la tesis es evaluar la conveniencia de pavimentos cerámicos aligerados por relieve al dorso; y se han presentado los métodos para conseguir este objetivo, incluyendo los diseños considerados, las particularidades de los ensayos simulados, y los criterios a tener en cuenta para la ejecutar dicha evaluación.

En este capítulo se muestran los resultados másicos del estudio, así como los mecánicos y térmicos, obtenidos para cada uno de los ensayos sobre cada una de las versiones modeladas.

La masa de cada versión es calculada por el programa en función del volumen modelado en ProEngineer y la densidad de los materiales introducida como parámetro fijo. Puesto que se ha trabajado en todo momento con cuartos de pieza en lugar de con piezas enteras, estos valores se han cuadruplicado para ofrecer el peso total de cada baldosa.

En relación a los resultados mecánicos y térmicos, las magnitudes consideradas han sido, según lo expuesto en el apartado “MATERIALES Y MÉTODOS” la tensión máxima principal σ_1 y la tensión mínima principal σ_3 . Además, para el caso del ensayo térmico, se adjuntan a título informativo los resultados del flujo de calor, aunque su representación en la decisión multicriterio viene dada por las tensiones resultantes del ensayo estático TÉRMICO.

Para el análisis de estas magnitudes se han tenido en cuenta dos puntos de vista. En primer lugar, se han estudiado los valores máximos calculados directamente por el programa, los cuales se han resumido en forma de tabla. A partir de estos datos se han construido dos gráficos de tendencias (uno para las versiones en P, y otro para las versiones en β) mediante una hoja de cálculo en donde los valores obtenidos para CERO han sido representados por un área (área granate), mientras que el resto de modelos se han representado con líneas, para una mejor visualización. Estos valores máximos son los que posteriormente han permitido calcular los coeficientes de comparación (C1, C2, C3 y naturalmente C_{global}) como se fijaba en las ecuaciones [ecuación 4](#), [ecuación 11](#) y [ecuación 13](#). También en base a estos valores se han calculado y resumido en forma de tabla las cargas que provocan ruptura tanto por tracción como por compresión ($carga_{ruptura_tracción}$ y $carga_{ruptura_compresión}$) según lo expuesto en la [ecuación 12](#), estableciendo, para cada ensayo, qué esfuerzos son los más perjudiciales y en qué porcentaje. En ambas tablas (esfuerzos máximos y cargas que provocan ruptura) se han destacado con gris claro los valores más favorables y con gris oscuro los más desfavorables.

En segundo lugar, se han generado los gráficos tridimensionales de isotensiones (e isoflujo para la primera parte del ensayo TÉRMICO) de cada versión, los cuales se han agrupado por modelo para mayor claridad (en la primera fila de cada figura aparecen las versiones en donde varía la profundidad de relieve P; mientras que en la segunda fila aparecen las versiones en donde varía el ángulo de pared del relieve β). Las vistas seleccionadas para cada ensayo y magnitud son aquellas que mejor muestran tanto los valores pico como las tendencias ya perfiladas por en el estudio previo de valores máximos. En algunos casos se ha recurrido a dos vistas para una evaluación más profunda. Las escalas de los gráficos tridimensionales han sido también fijadas en función de cada ensayo y cada

magnitud, de manera que la visualización de los cambios tensoriales fuera óptima. A fin de facilitar la comparación, la escala es idéntica para todos los gráficos de un mismo ensayo y magnitud. En el caso particular de los modelos BASE y CERO (con 6 y 8 versiones totales respectivamente), solamente se han capturado los 4 gráficos representativos de todo el rango de variación de masa que implican, esto es, las versiones que evacúan un 0, 10, 20 y 30% de masa, lo cual es suficiente para entender su comportamiento.

Es importante destacar que los valores numéricos de los resultados, en sí mismos, no deben tomarse como referencia de forma aislada, ya que dependen no sólo de la geometría, sino de las propiedades mecánicas elegidas para los materiales (especialmente el módulo de elasticidad), así como de los límites de ruptura tanto para tracción como para compresión, definidos todos ellos en función de la bibliografía. Por el contrario, la comparación de resultados entre sí es totalmente lícita, y puede conducir a conclusiones correctas en todos los supuestos, no sólo los de la tesis.

4.1. AHORRO MÁSSICO

4.1.1. Masa

A continuación se muestran las masas para cada uno de los modelos y versiones:

	BASE	BASEM	CERO	CEROM	UNO	TRES	CUATRO	CINCO	SEIS	SIETE	OCHO	
p	2	0.920	0.828	0.873	0.844	0.849	0.841	0.847	0.852	0.847	0.848	0.852
	4	0.920	0.782	0.873	0.774	0.778	0.762	0.774	0.784	0.774	0.794	0.785
	6	0.920	0.690	0.873	0.704	0.708	0.683	0.701	0.715	0.701	0.731	0.717
	8	0.920	0.644	0.873	0.628	0.637	0.604	0.629	0.647	0.629	0.668	0.649
β	50	0.920	0.828	0.873	0.816	0.823	0.795	0.829	0.822	0.816	0.831	0.825
	60	0.920	0.782	0.873	0.793	0.800	0.778	0.794	0.802	0.795	0.812	0.804
	70	0.920	0.782	0.873	0.774	0.778	0.762	0.774	0.784	0.774	0.794	0.785
	80	0.920	0.736	0.873	0.755	0.757	0.747	0.757	0.766	0.754	0.776	0.765

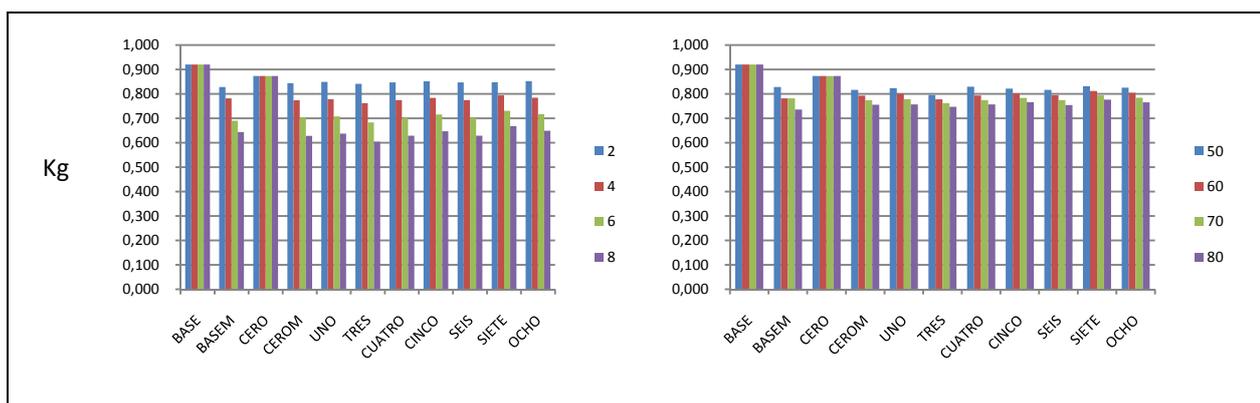


Tabla 4.1–Masas de los modelos en la simulación (Kg)

Atendiendo a los valores de la tabla anterior, el ahorro mássico en porcentaje con respecto a CERO es:

	BASE	BASEM	CERO	CEROM	UNO	TRES	CUATRO	CINCO	SEIS	SIETE	OCHO	
P	2	-5%	5%	0%	3%	3%	4%	3%	2%	3%	3%	2%
	4	-5%	10%	0%	11%	11%	13%	11%	10%	11%	9%	10%
	6	-5%	20%	0%	19%	19%	22%	20%	18%	20%	16%	18%
	8	-5%	%	0%	28%	27%	31%	28%	26%	28%	24%	26%
β	50	-5%	5%	0%	7%	6%	9%	5%	6%	6%	5%	5%
	60	-5%	10%	0%	9%	8%	11%	9%	8%	9%	7%	8%
	70	-5%	10%	0%	11%	11%	13%	11%	10%	11%	9%	10%
	80	-5%	16%	0%	13%	13%	14%	13%	12%	14%	11%	12%

Tabla 4.2–Porcentajes del ahorro másico con respecto a CERO

Como se puede apreciar, los porcentajes de ahorro en masa debidos a la ejecución de los relieves al dorso diseñados para las pruebas varían entre un 2% y un 31% para los cambios de P, y entre un 5% y un 14% para β . Por tanto, desde el punto de vista del consumo másico, la variaciones de P conducen a niveles más altos de ahorro, ya que su rango de actuación es mucho más amplio, si se tiene en cuenta que, debido a la limitaciones técnicas de la producción seriada mediante prensa hidráulica, la profundidad mínima de la pieza podría llegar a alcanzar los 2 mm, pero el ángulo de extracción del relieve no debe ser superior a los 80°.

En particular, el modelo TRES ofrece el mejor ratio de ahorro, a pesar de que el triángulo es la figura geométrica regular que menor superficie abarca en comparación con la circunferencia que lo circunscribe (a este respecto, un mayor número de aristas permite una mejor aproximación a esta circunferencia ideal, y por tanto implica máxima ocupación). Esto se debe, fundamentalmente, a que las pirámides de sección triangular forman una teselación regular, es decir, de espesor de costilla constante, sin pérdida de espacio entre pirámides. El mismo fenómeno se observa con respecto a las otras dos teselaciones regulares formadas por los modelos CUATRO y SEIS. Por tanto, se puede concluir que, con respecto al ahorro másico, la naturaleza de la teselación (regular o irregular) es más influyente que la naturaleza de la sección (mayor o menor ocupación en relación a la ocupación ideal de la circunferencia).

4.2. ENSAYO UNIFORME

4.2.1. Tensión máxima principal

- **Valores máximos**

Como se aprecia en la siguiente tabla y los gráficos de isotensiones posteriores, los valores de la tensión máxima principal de los distintos modelos UNO, TRES, CUATRO, CINCO, SEIS, SIETE y OCHO para el ensayo UNIFORME son similares para cada versión, y por tanto sus gráficas presentan tendencias muy próximas.

	BASE	CERO	UNO	TRES	CUATRO	CINCO	SEIS	SIETE	OCHO	
P	2	4.75E-04	7.36E-03	6.01E-03	4.23E-03	4.83E-03	4.46E-03	5.26E-03	6.07E-03	6.76E-03
	4	4.75E-04	7.36E-03	5.51E-03	4.37E-03	5.40E-03	5.63E-03	5.73E-03	6.73E-03	4.26E-03
	6	4.75E-04	7.36E-03	5.65E-03	5.96E-03	6.82E-03	6.83E-03	5.62E-03	6.13E-03	5.92E-03
	8	4.75E-04	7.36E-03	1.82E-02	1.66E-02	1.80E-02	1.62E-02	1.50E-02	4.03E-02	1.44E-02
β	50	4.75E-04	7.36E-03	5.87E-03	3.61E-03	5.14E-03	4.55E-03	5.08E-03	7.75E-03	5.68E-03
	60	4.75E-04	7.36E-03	4.14E-03	3.72E-03	4.73E-03	4.15E-03	5.91E-03	5.17E-03	4.23E-03
	70	4.75E-04	7.36E-03	5.51E-03	4.37E-03	5.40E-03	5.63E-03	5.73E-03	6.73E-03	4.26E-03
	80	4.75E-04	7.36E-03	5.66E-03	4.91E-03	6.18E-03	5.28E-03	7.60E-03	9.07E-03	5.66E-03

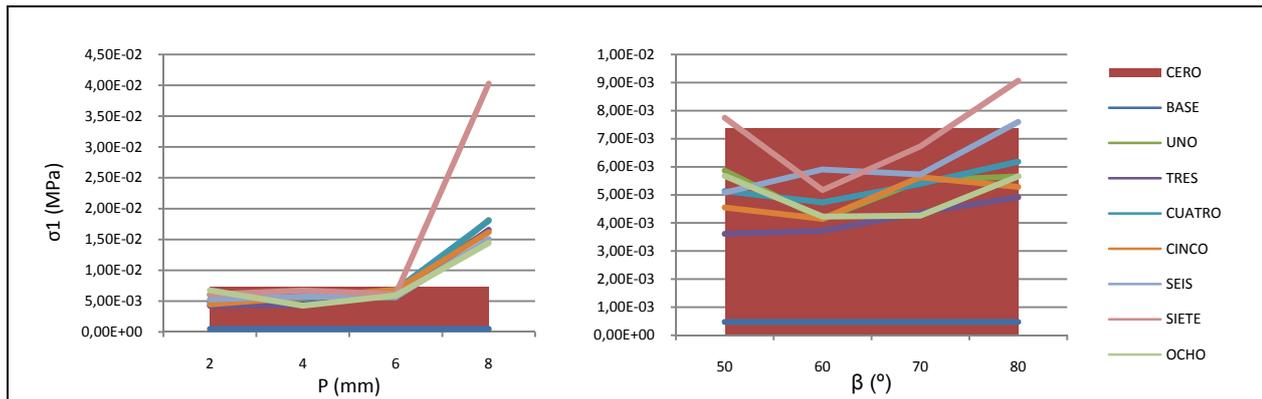


Tabla 4.3–Valores máximos de σ_1 para el ensayo UNIFORME (MPa)

En el caso de las versiones en P, la tendencia es creciente. Los valores de σ_1 máximos varían entre 4.23E-03 y 4.03E-02 MPa, obtenidos para TRES(2mm) y para SIETE(8mm) respectivamente. Estos valores experimentan una subida acusada para P=8mm, lo que denota pérdida de estabilidad cuando el espesor mínimo de la pieza se aproxima a 2mm. Destaca el valor de SIETE(8mm) por encima del resto. Esto se debe, presumiblemente, a que la geometría heptagonal no soporta las tensiones de manera uniforme.

En el caso de las versiones en β , los extremos se encuentran en 3.61E-03 y 9.07E-03 MPa, correspondientes a TRES(50°) y a SIETE (80°). Los valores se organizan en forma de “U” existiendo un mínimo común de tensiones alrededor de $\beta=60^\circ$. Esta tendencia demuestra que es posible mejorar simultáneamente el ahorro másico y la respuesta estructural frente a cargas uniformes, siempre y cuando el ángulo de la pirámide básica se β sitúe en torno a los 60°. Para este valor, la distribución de esfuerzos a través de las aristas de la pirámide es más uniforme: para valores inferiores, aparecen picos de tensión en las paredes oblicuas del relieve, mientras que para valores superiores, la tensión se concentra en la superficie interior. En la siguiente figura se muestra un detalle de este fenómeno. Al mismo tiempo, se aprecia de nuevo que las versiones del modelo SIETE presentan valores de esfuerzo en general más altos que la media, lo que corrobora lo observado para las versiones en P.

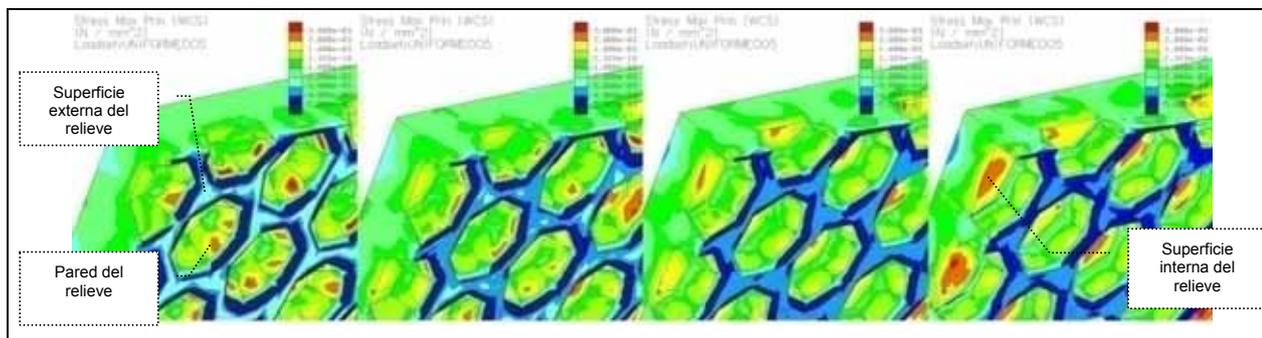


Figura 4.1–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo UNIFORME para las versiones en β de SIETE

Con respecto a CERO, los modelos teselados son en general más favorables (menores esfuerzos). Para las versiones en con $P \leq 6$ mm, la mejora es del alrededor del 25%, por el contrario, para P alrededor de 8mm, el empeoramiento es aproximadamente también del 25% (13% si se obvia el valor de SIETE 8mm). Para las versiones β , la mejora general es del 26%.

En lo que se refiere a los valores de la BASE, estos son, en todos los casos, sustancialmente inferiores, como era de esperar. En particular, para las versiones en P, la tensión en la BASE es como media 17 veces inferior, y para las versiones en β 11 veces. Esto se debe, sin duda, al hecho de que la BASE se supone idealmente adherida al mortero, es decir, toda el área de la cara no vista está en contacto con el adhesivo, mientras en para CERO y el resto de modelos, este área se limita a la superficie exterior del relieve, quedando la superficie interior (base interior de las pirámides elementales) sin apoyo.

Así mismo destaca, como se preveía en el capítulo anterior, que ninguno de los esfuerzos supera la máxima tensión de tracción fijada para esta cerámica en 70MPa, y por lo tanto se cumple con creces la ley de Rankine. Para conocer las cargas que provocarían ruptura, se puede plantear, tal como se expuso en ecuación 12, lo siguiente:

$$carga_{ruptura_tracción} = \frac{\sigma_{max_tracción} \times carga}{\sigma_1}$$

Donde $\sigma_{max_tracción}=70$ MPa, $carga=5KN/m^2=0.005$ MPa y σ_1 es la tensión máxima principal calculada por el AEF ya expuesta en la tabla anterior. Por tanto, para cada versión, las cargas de ruptura asociadas a tracción serían:

	BASE	CERO	UNO	TRES	CUATRO	CINCO	SEIS	SIETE	OCHO	
P	2	737.45	47.54	58.22	82.77	72.51	78.39	66.50	57.62	51.81
	4	737.45	47.54	63.51	80.08	64.81	62.17	61.08	52.02	82.20
	6	737.45	47.54	61.97	58.71	51.29	51.23	62.30	57.12	59.16
	8	737.45	47.54	19.26	21.14	19.41	21.63	23.26	8.69	24.25
β	50	737.45	47.54	59.66	96.89	68.14	76.95	68.89	45.17	61.67
	60	737.45	47.54	84.53	94.12	73.92	84.42	59.26	67.69	82.82
	70	737.45	47.54	63.51	80.08	64.81	62.17	61.08	52.02	82.20
	80	737.45	47.54	61.80	71.23	56.61	66.23	46.05	38.60	61.87

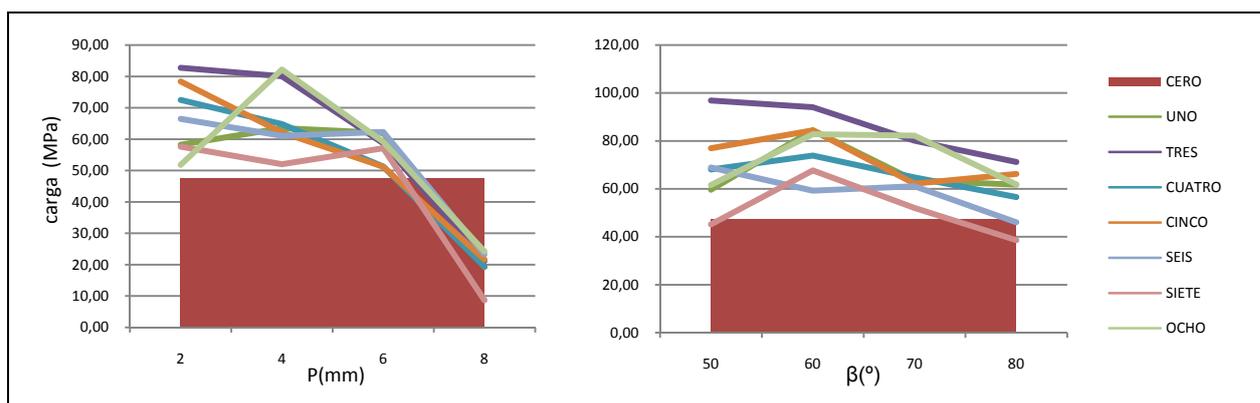


Tabla 4.4–Valores de $carga_{ruptura}$ asociados a tracción para el ensayo UNIFORME (MPa)

Como se observa, las tensiones necesarias para romper la pieza en estas condiciones se sitúan como media alrededor de los 60 MPa, un valor muy superior al fijado por la norma para la realización del ensayo. Los resultados del modelo BASE no se han incluido en este gráfico, ya que su valor no representa condiciones reales de operación, y además distorsionaría la escala.

Obviamente, las versiones que presentaban menores valores de σ_1 en el ensayo, son las mismas que muestran los valores más altos de carga de ruptura, ya que esta carga se ha calculado por métodos lineales a partir de la tensión máxima principal.

- **Distribución de tensiones**

Para cuantificar los resultados gráficos se ha empleado una escala multicolor en donde el rojo denota el valor más alto y el azul oscuro el más bajo. Para el caso de las distintas versiones de la BASE, se seleccionaron como valores extremos $\sigma_{inf}=-0.002$ MPa y $\sigma_{sup}=0.003$ MPa, a fin de que tanto valores máximos como mínimos pudieran ser fácilmente apreciados. Para el resto de modelos, se tomaron $\sigma_{inf}=-0.005$ MPa y $\sigma_{sup}=0.003$ MPa, puesto que las tensiones negativas son algo menores.

Las vistas seleccionadas son el dorso en proyección ortogonal y la cara vista en perspectiva.

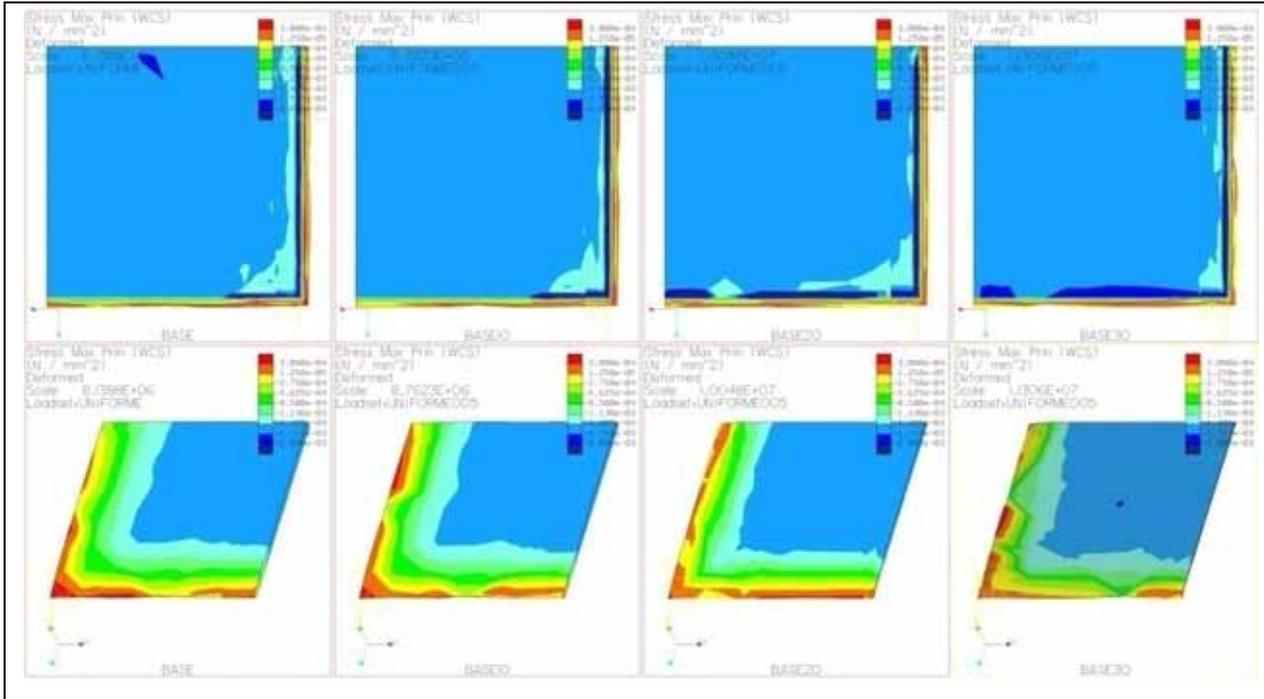


Figura 4.2–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo UNIFORME para BASE

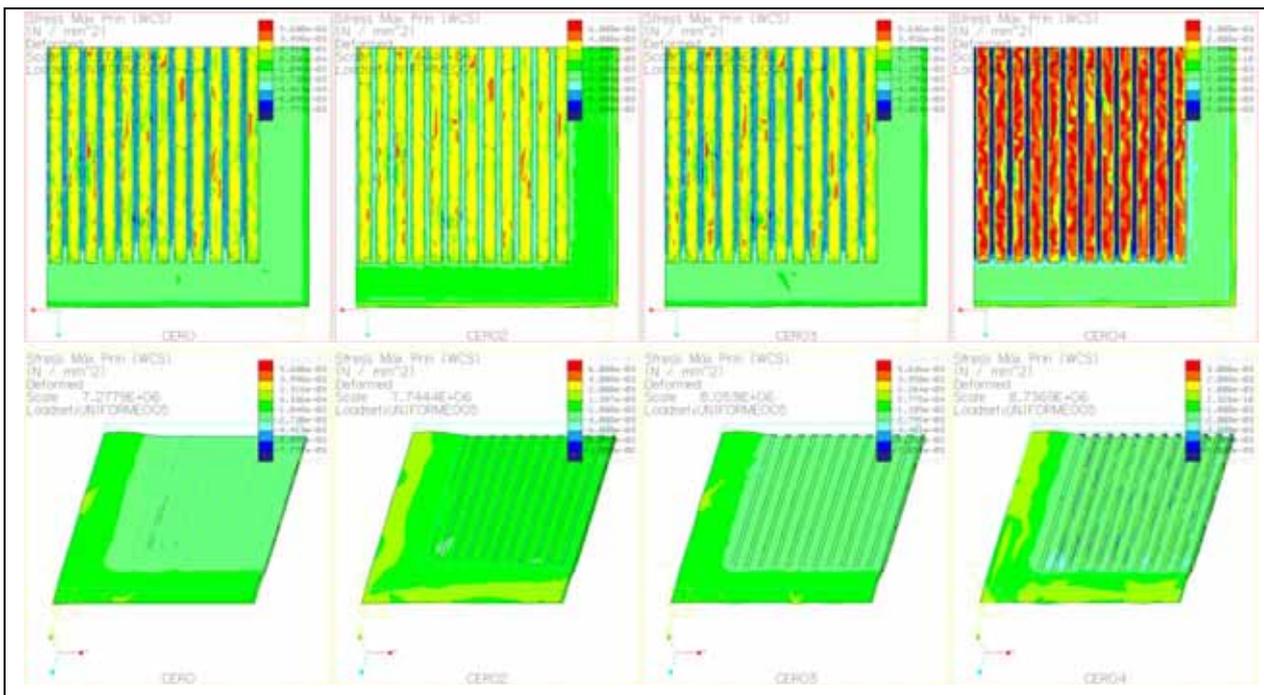


Figura 4.3–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo UNIFORME para CERO

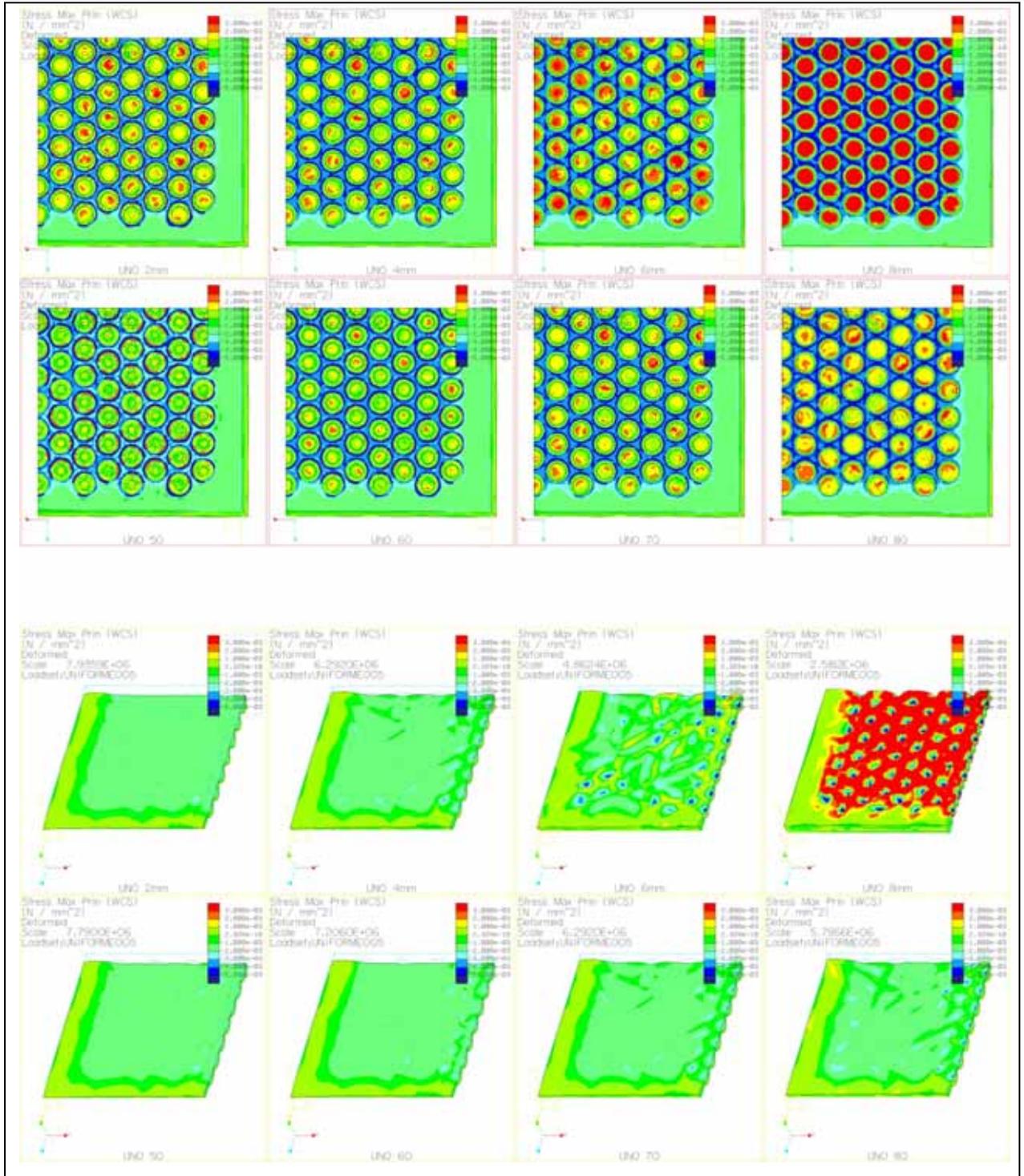


Figura 4.4–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo UNIFORME para UNO

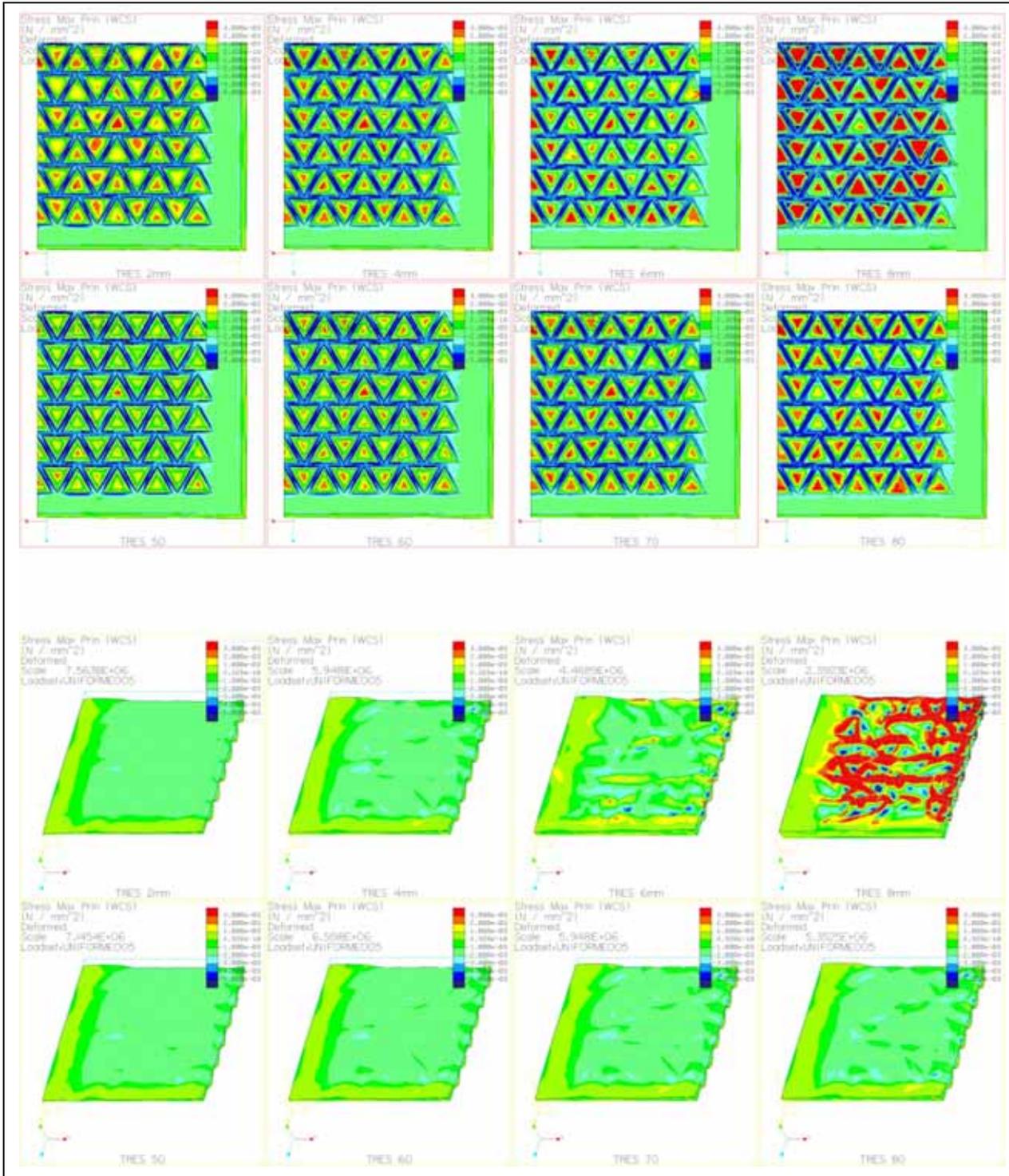


Figura 4.5–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo UNIFORME para TRES

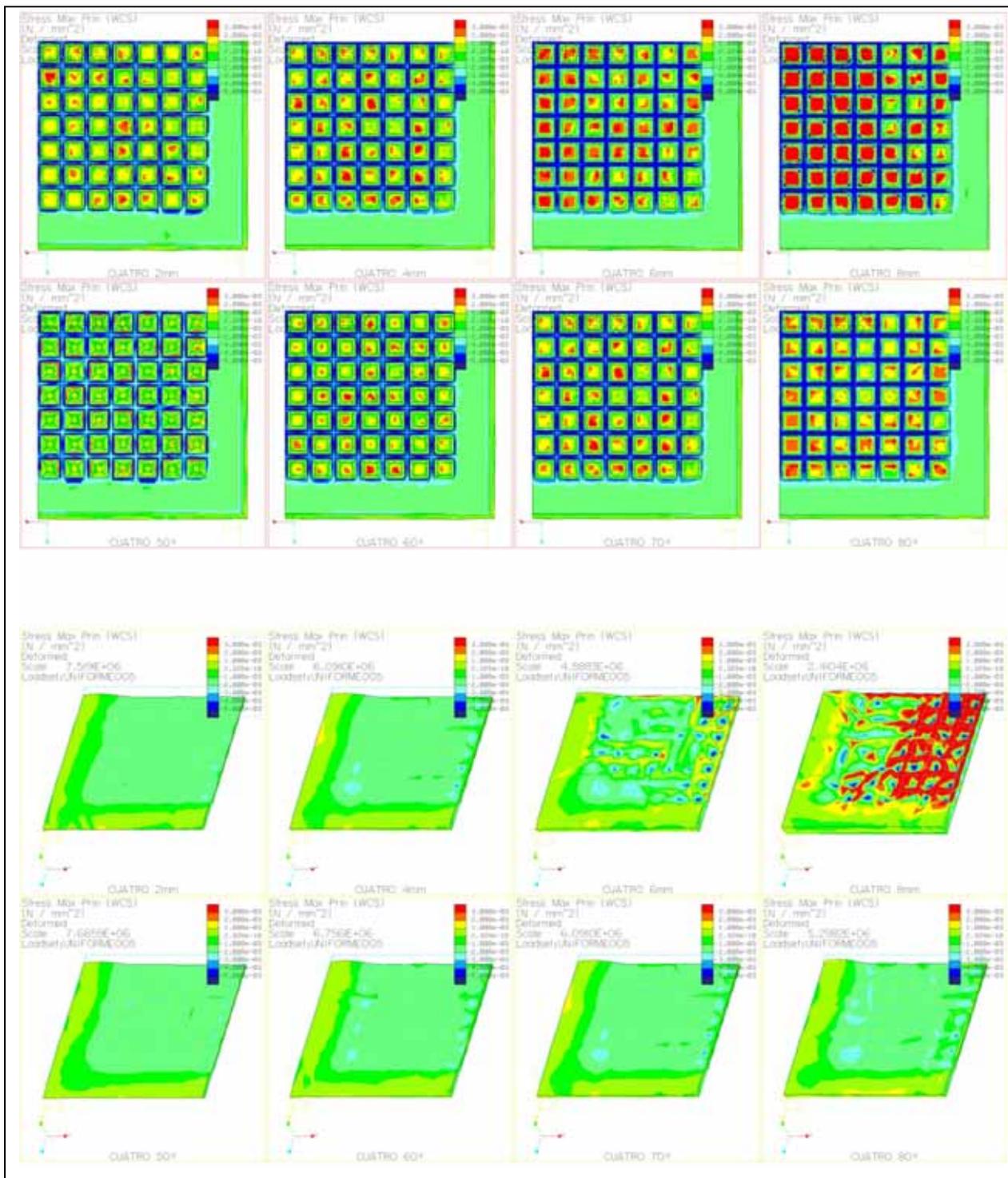


Figura 4.6–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo UNIFORME para CUATRO

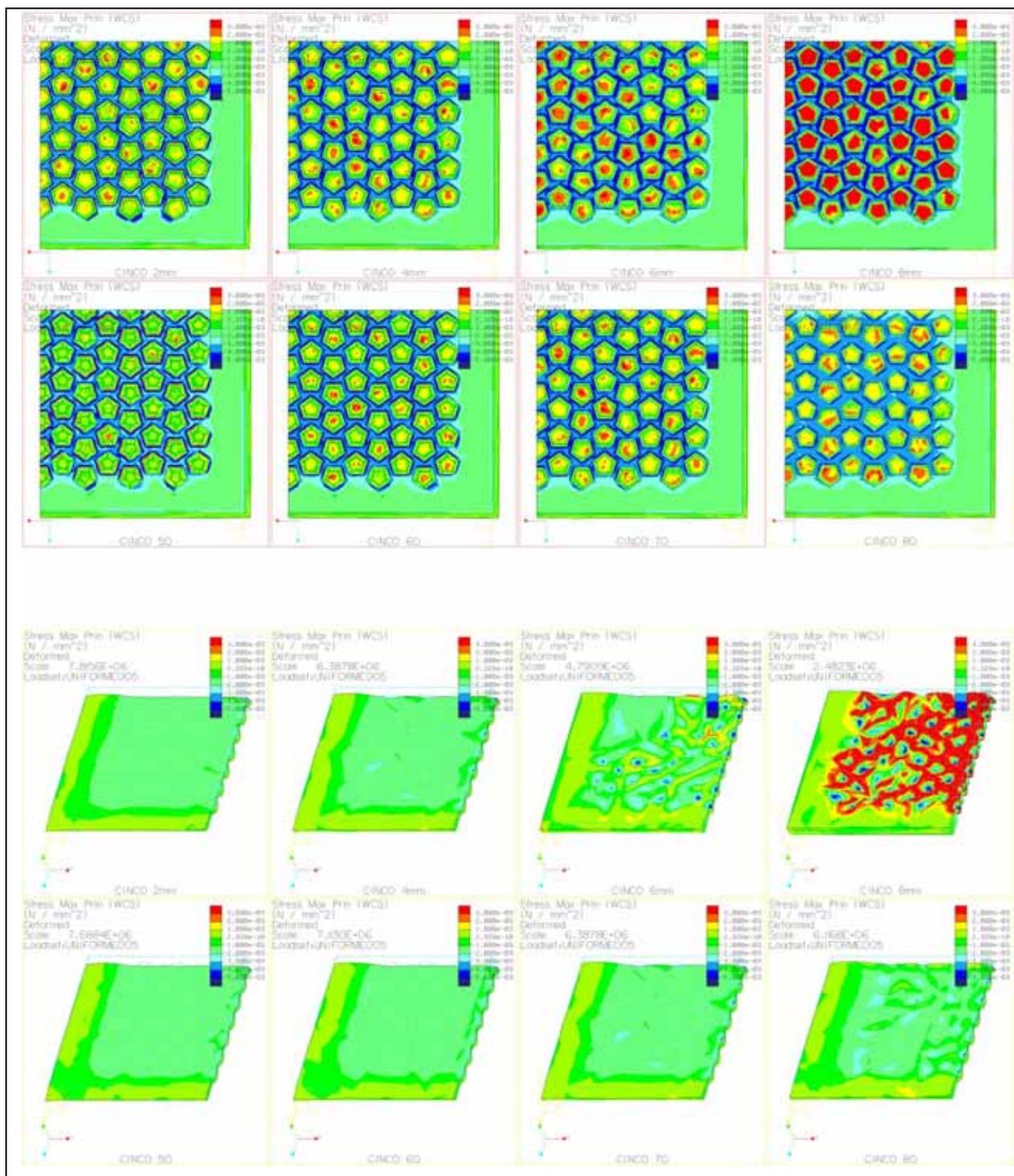


Figura 4.7–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo UNIFORME para CINCO

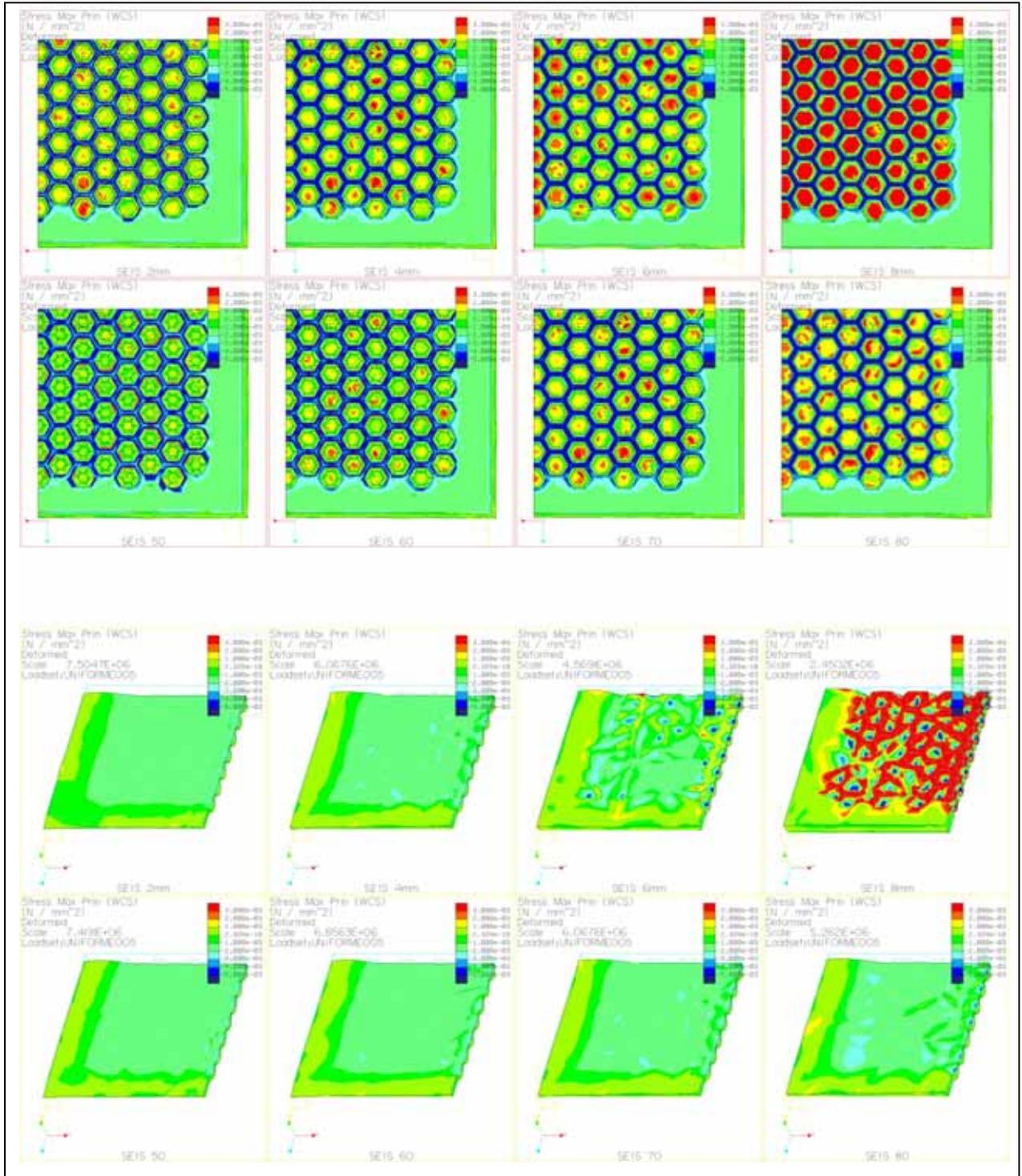


Figura 4.8–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo UNIFORME para SEIS

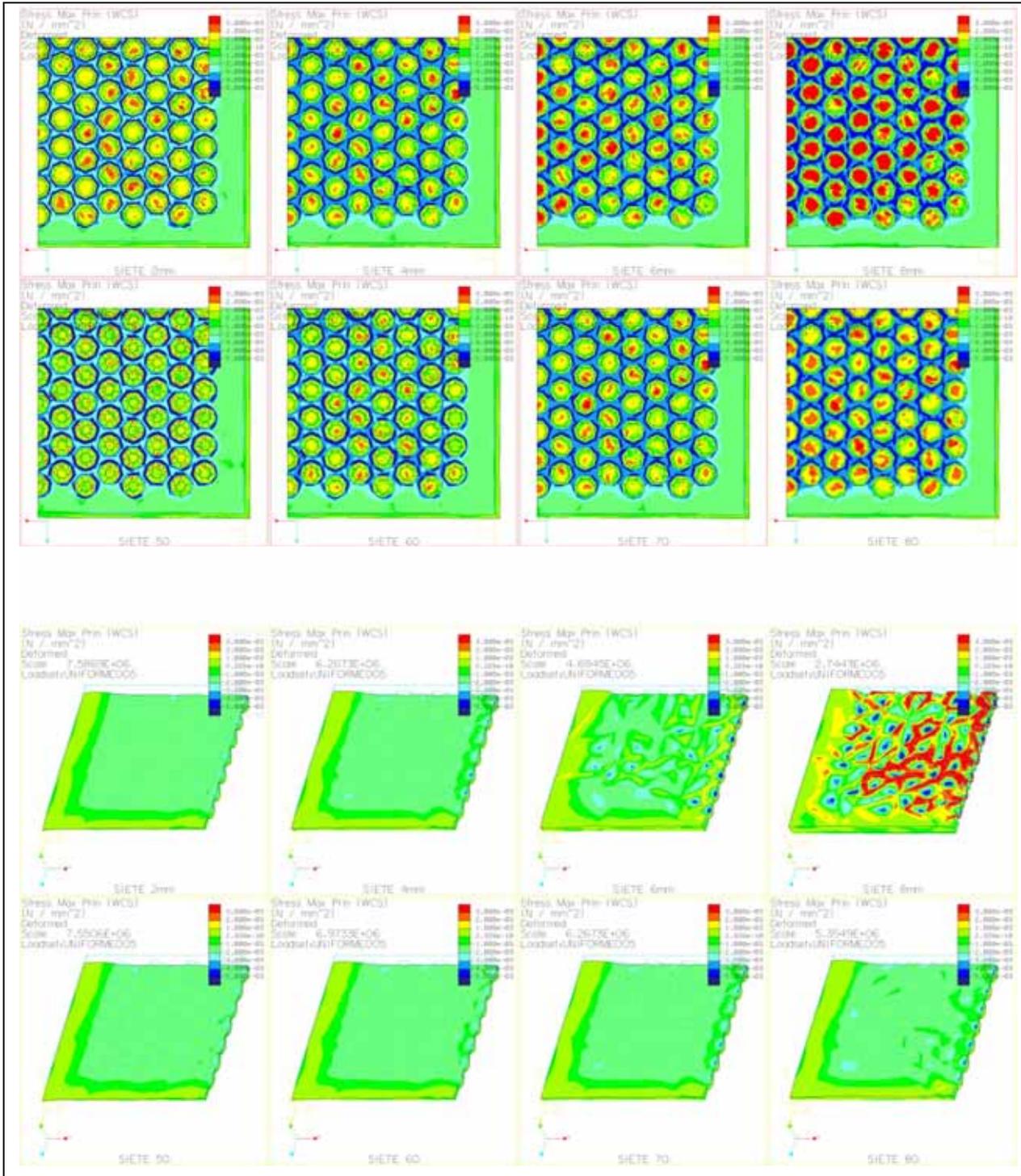


Figura 4.9–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo UNIFORME para SIETE

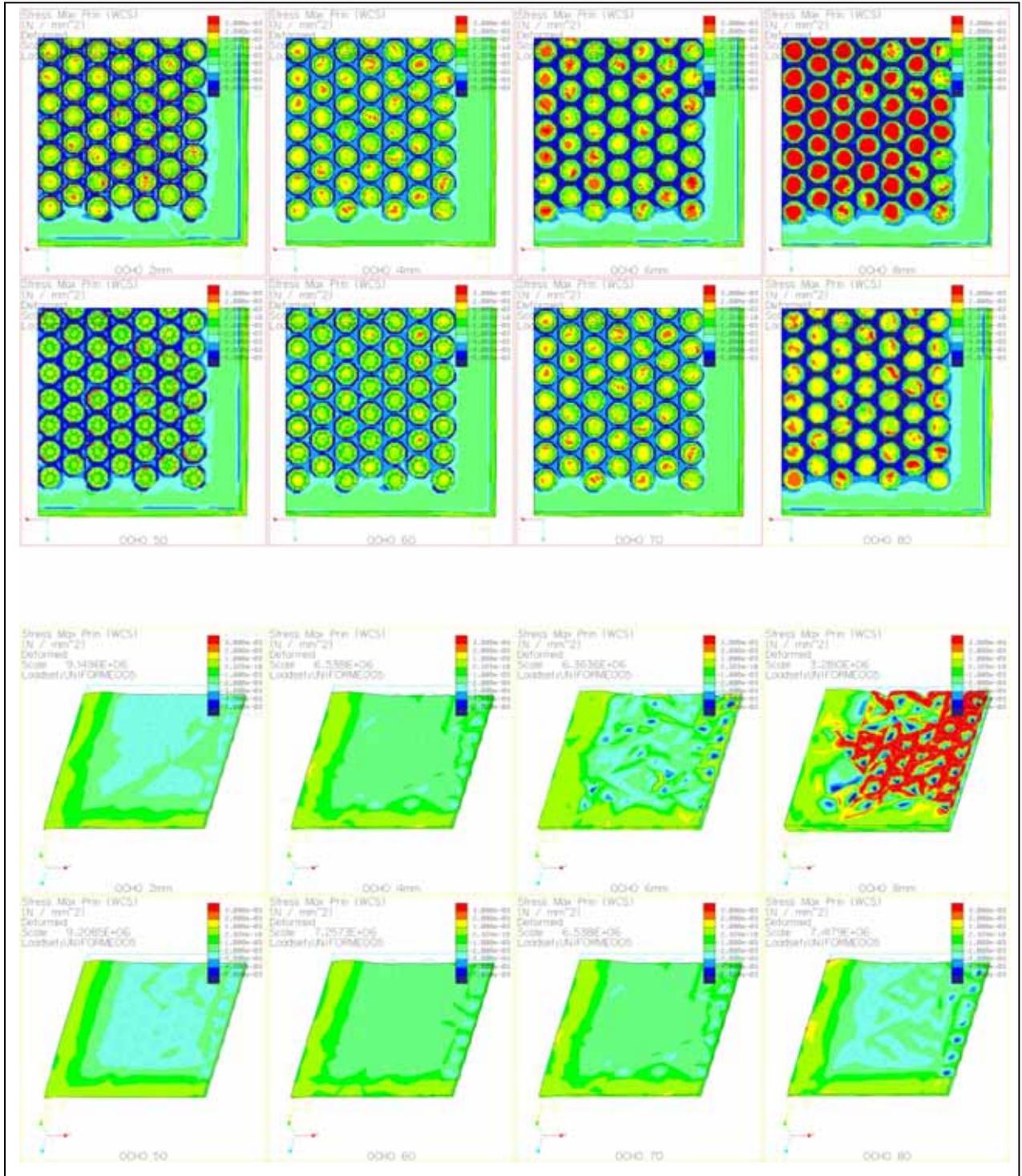


Figura 4.10–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo UNIFORME para OCHO

Se aprecia que las mayores tensiones principales se dan tanto en la superficie interior del relieve al dorso, como en la cara vista alrededor de su centro geométrico.

Las superficies interiores de las teselaciones actúan como concentradores de tensión al ser su espesor el menor de la pieza. Puesto que tales superficies se encuentran únicamente apoyadas sobre sus aristas, el mayor esfuerzo generado es de tracción. Esta tensión se va dispersando en dirección a la superficie exterior del relieve, en donde se dan las menores tensiones, especialmente en los alrededores de las aristas de la base exterior, en donde las fuerzas llegan a ser ligeramente de

compresión debido a la restricción de contorno impuesta en la simulación, por la cual en esta superficie se han anulado todas las traslaciones (superficie “quasi-empotrada”).

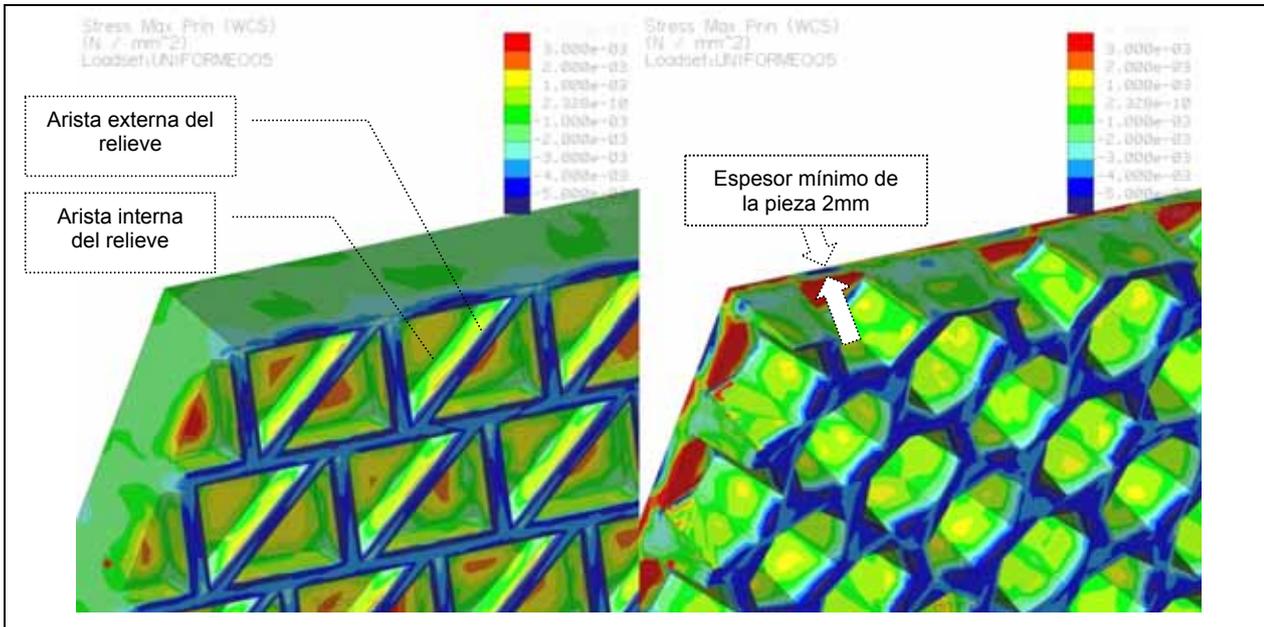


Figura 4.11–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo UNIFORME para TRES(2mm) y SIETE(8mm)

En la cara vista, a medida que P y β aumentan, el rango de las tensiones se hace mayor en torno la centro geométrico de la superficie esmaltada, apareciendo para las versiones con $P=8mm$ tensiones de contracción en aquellos puntos situados sobre las bases interiores del relieve al dorso.

Para valores inferiores de P y β ocurre todo lo contrario: el rango de variación es mucho más estrecho, y las mayores tensiones se localizan en las cercanías de los extremos libres.

La siguiente figura ejemplifica este hecho comparando los casos extremos TRES(2mm) con SIETE(8mm):

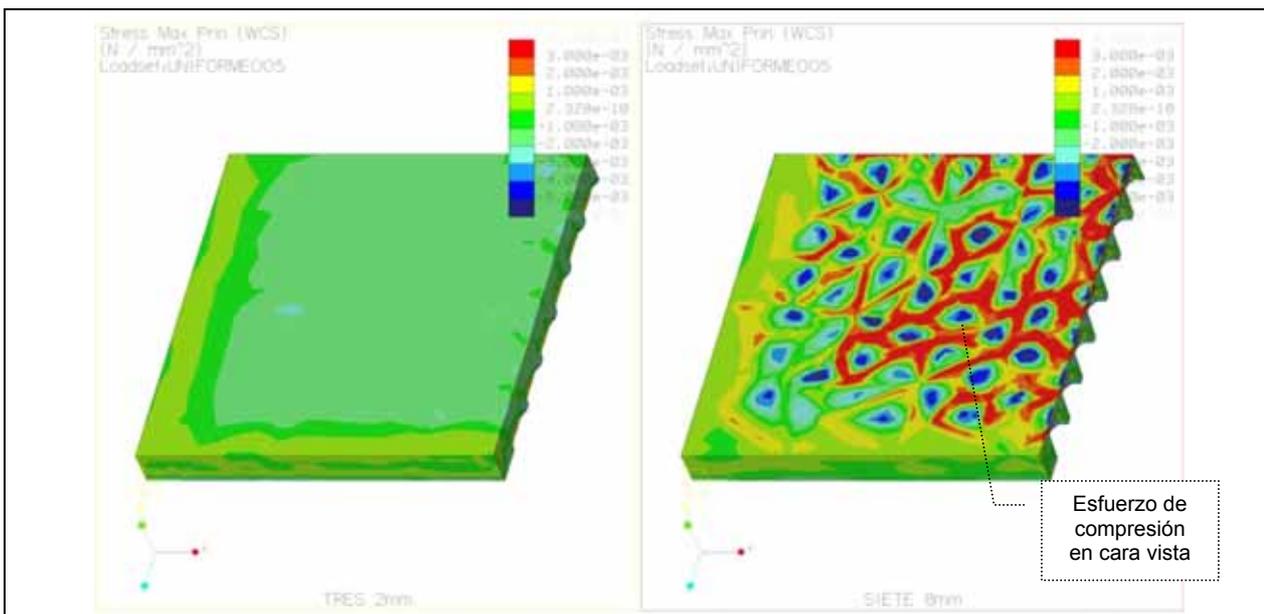


Figura 4.12–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo UNIFORME para TRES(2mm) y SIETE(8mm)

La BASE y sus respectivas versiones presentan un estado tensorial diferente. La cara no vista está sometida a tensiones casi nulas, si bien parcialmente negativas en la proximidad a los extremos libres, lo cual es debido, de nuevo, a la restricción de contorno que anula las traslaciones en esta superficie. En la superficie esmaltada ocurre algo similar al caso de las versiones de valores inferiores de P y β , puesto que las mayores tensiones se generan en los bordes libres, siendo máximas en los vértices.

4.2.2. Tensión mínima principal

- **Valores máximos**

Para el caso de la tensión mínima principal, los valores son incluso más similares para cada versión, y por tanto sus gráficas presentan tendencias realmente claras:

	BASE	CERO	UNO	TRES	CUATRO	CINCO	SEIS	SIETE	OCHO	
ρ	2	-1.25E-02	-3.81E-02	-6.05E-02	-4.82E-02	-5.58E-02	-5.29E-02	-5.97E-02	-6.03E-02	-7.74E-02
	4	-1.25E-02	-3.81E-02	-3.73E-02	-3.20E-02	-3.52E-02	-3.46E-02	-3.85E-02	-3.49E-02	-3.96E-02
	6	-1.25E-02	-3.81E-02	-2.71E-02	-3.04E-02	-3.25E-02	-3.01E-02	-2.96E-02	-3.16E-02	-5.21E-02
	8	-1.25E-02	-3.81E-02	-5.55E-02	-4.78E-02	-4.55E-02	-6.70E-02	-4.83E-02	-6.89E-02	-5.15E-02
β	50	-1.25E-02	-3.81E-02	-6.75E-02	-4.52E-02	-5.33E-02	-4.71E-02	-5.18E-02	-6.37E-02	-6.25E-02
	60	-1.25E-02	-3.81E-02	-4.32E-02	-3.98E-02	-4.15E-02	-4.01E-02	-4.44E-02	-4.02E-02	-5.08E-02
	70	-1.25E-02	-3.81E-02	-3.73E-02	-3.20E-02	-3.52E-02	-3.46E-02	-3.85E-02	-3.49E-02	-3.96E-02
	80	-1.25E-02	-3.81E-02	-3.00E-02	-2.96E-02	-3.25E-02	-3.40E-02	-3.33E-02	-4.65E-02	-4.14E-02

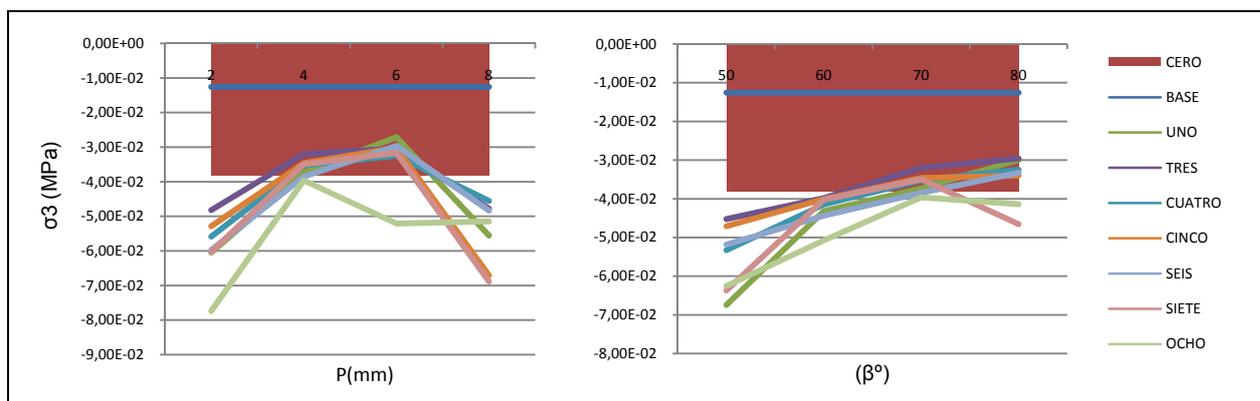


Tabla 4.5–Valores máximos de σ_3 para el ensayo UNIFORME (MPa)

En la caso de las versiones en P, los valores de σ_3 mínima varían entre $-7.74E-02$ y $-2.71E-02$ MPa, obtenidos para OCHO(2mm) y para UNO(6mm) respectivamente. Los valores se distribuyen en forma de “U inversa”, existiendo un mínimo de tensión de compresión en valor absoluto alrededor del $P=6$ mm, mientras que para $P=2$ mm y $P=8$ mm, los valores crecen en negativo. En el caso de profundidades de costilla pequeñas, este aumento de las tensiones de compresión se localiza en la superficie exterior de la costilla, mientras que para valores mayores de profundidad, los picos de compresión se dan alrededor de las aristas de la superficie interior del relieve. Una distribución más uniforme se da por tanto en los casos intermedios, como se puede observar en la siguiente figura:

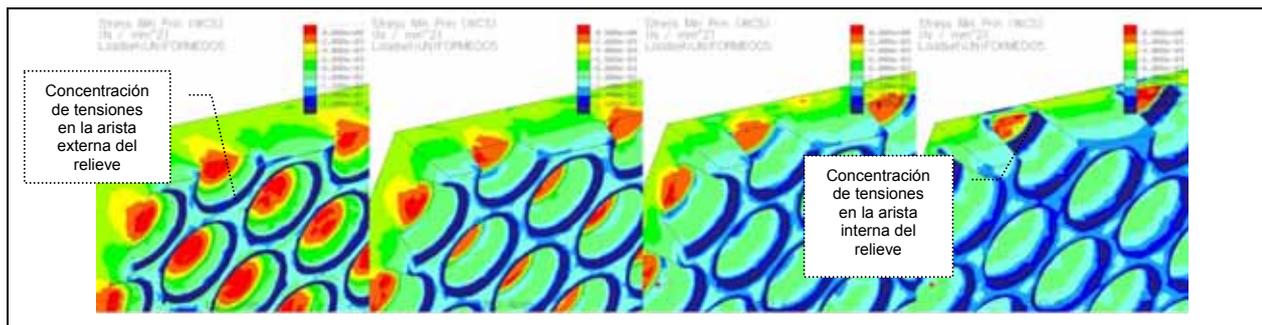


Figura 4.13—Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo UNIFORME para versiones en P de UNO

En el caso de las versiones en β , la tendencia es más bien creciente, con valores de σ_3 entre -6.75E-02 y -2.96E-02 MPa para UNO(50°) y TRES(80°) respectivamente. Valores próximos a $\beta=80^\circ$ presentan tensiones de compresión inferiores en valor absoluto, ya que la compresión se divide entre las aristas de la superficie superior e inferior del relieve, a través de las paredes oblicuas del mismo. El modelo SEIS es un buen ejemplo de esta tendencia, como se muestra en la siguiente figura:

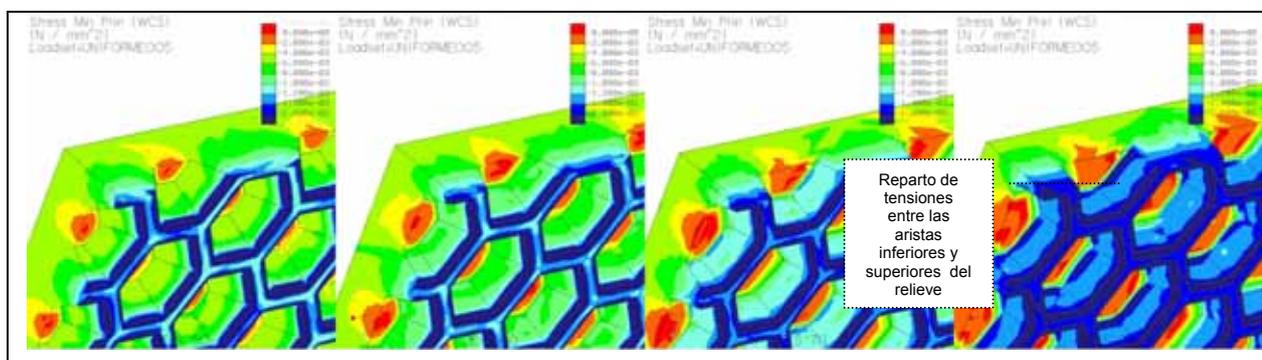


Figura 4.14—Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo UNIFORME para versiones en β de SEIS

Por comparación con el modelo CERO, para las versiones en P, los valores intermedios ofrecen una mejora del 10%, mientras que los valores extremos empeoran la respuesta en un 30% como media. Para las versiones en β , ángulos alrededor de los 80° mejoran la respuesta en un 11%, mientras que el resto lo empeoran en un 18% aproximadamente.

En lo que se refiere a los valores de la BASE, éstos son de nuevo muy bajos en valor absoluto, aunque la diferencia se sitúa, en conjunto, alrededor de las 3.5 veces inferior como media.

Así mismo destaca, como se preveía en el capítulo anterior, que ninguno de los esfuerzos es inferior a la mínima tensión de compresión fijada para esta cerámica en -400MPa, y por lo tanto se cumple con creces la ley de Rankine. Aún en el caso isotrópico (en el que $\sigma_{\min_compresión}$ sería igual a 70MPa) seguiría cumpliéndose la condición de no fallo. Para calcular las compresiones que sí provocarían la ruptura, se procedió como se expuso mediante ecuación 12:

$$carga_{ruptura_compresión} = \frac{\sigma_{\min_compresión} \times carga}{\sigma_3}$$

Donde $\sigma_{\min_compresión} = -400$ MPa, $carga = 5\text{KN/m}^2 = 0.005$ MPa y σ_3 es la tensión mínima principal calculada por el AEF y expuesta en la tabla anterior. De manera que, para cada versión, las cargas de ruptura serían:

	BASE	CERO	UNO	TRES	CUATRO	CINCO	SEIS	SIETE	OCHO	
ρ	2	159.45	52.44	33.07	41.48	35.81	37.83	33.48	33.19	25.85
	4	159.45	52.44	53.59	62.50	56.78	57.73	51.97	57.23	50.48
	6	159.45	52.44	73.82	65.79	61.61	66.34	67.51	63.26	38.41
	8	159.45	52.44	36.02	41.86	43.95	29.84	41.39	29.05	38.85
β	50	159.45	52.44	29.65	44.21	37.52	42.48	38.59	31.41	31.98
	60	159.45	52.44	46.27	50.21	48.19	49.89	45.07	49.71	39.38
	70	159.45	52.44	53.59	62.50	56.78	57.73	51.97	57.23	50.48
	80	159.45	52.44	66.69	67.63	61.53	58.85	60.08	42.97	48.34

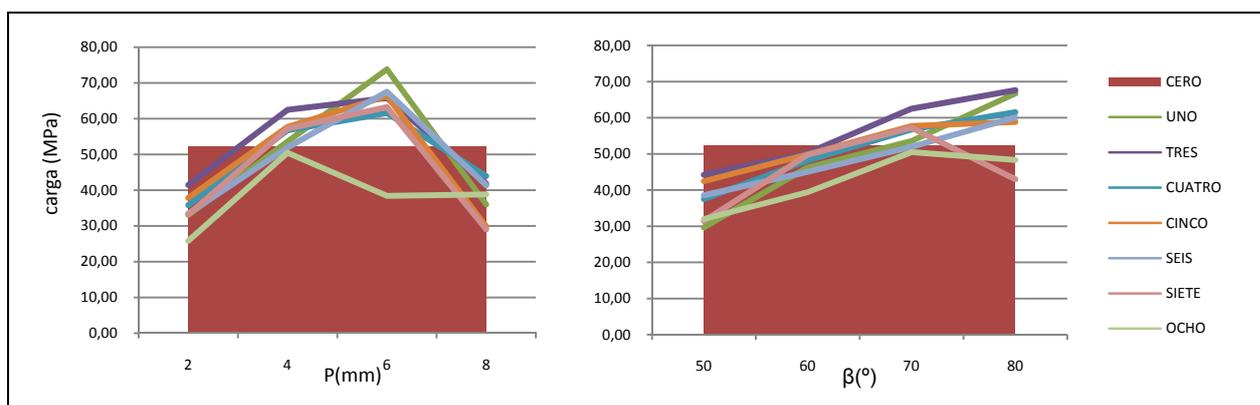


Tabla 4.6–Valores de carga_{ruptura} asociados a compresión para el ensayo UNIFORME (MPa)

Las tensiones necesarias para romper la pieza en estas condiciones se sitúan como media alrededor de los 50MPa (exceptuando los valores de BASE), un valor muy superior al fijado por la norma, e inferior a los 60MPa calculados para el caso de tracción, por lo que las tensiones de compresión provocarían el fallo antes que las de tracción, lo cual es lógico teniendo en cuenta que la baldosa trabaja fundamentalmente a compresión en este ensayo.

- **Distribución de tensiones**

Para esta prueba, la escala de las versiones de la BASE varía entre $\sigma_{inf}=-0.01$ MPa y $\sigma_{sup}=-0.005$ MPa, mientras que para los modelos teselados los límites son $\sigma_{inf}=-0.016$ MPa y $\sigma_{sup}=0$ MPa.

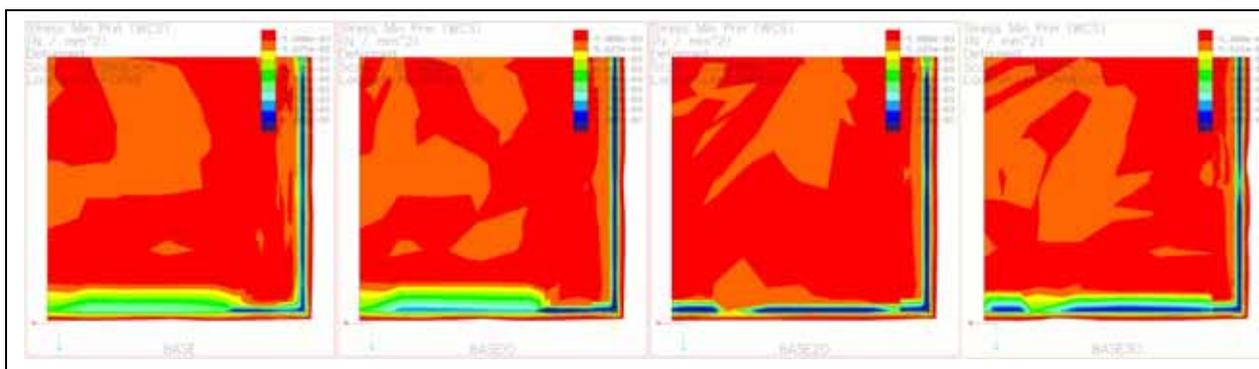


Figura 4.15–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo UNIFORME para BASE

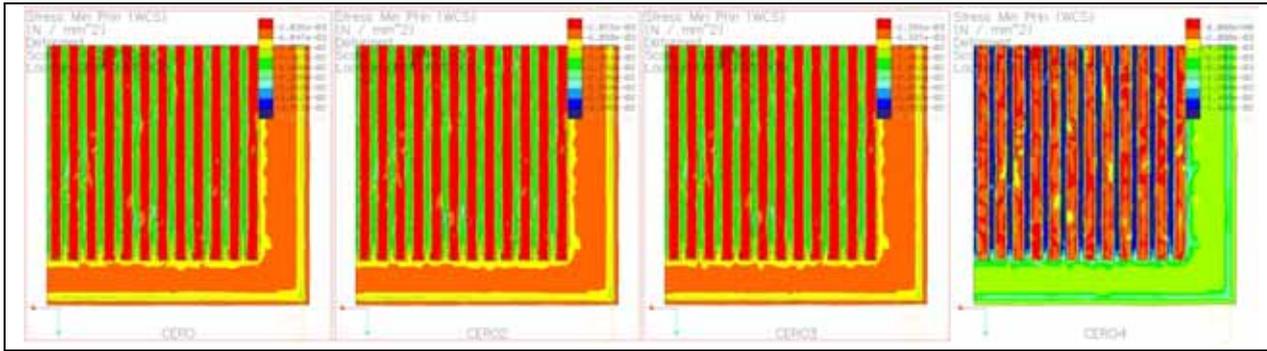


Figura 4.16–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo UNIFORME para CER0

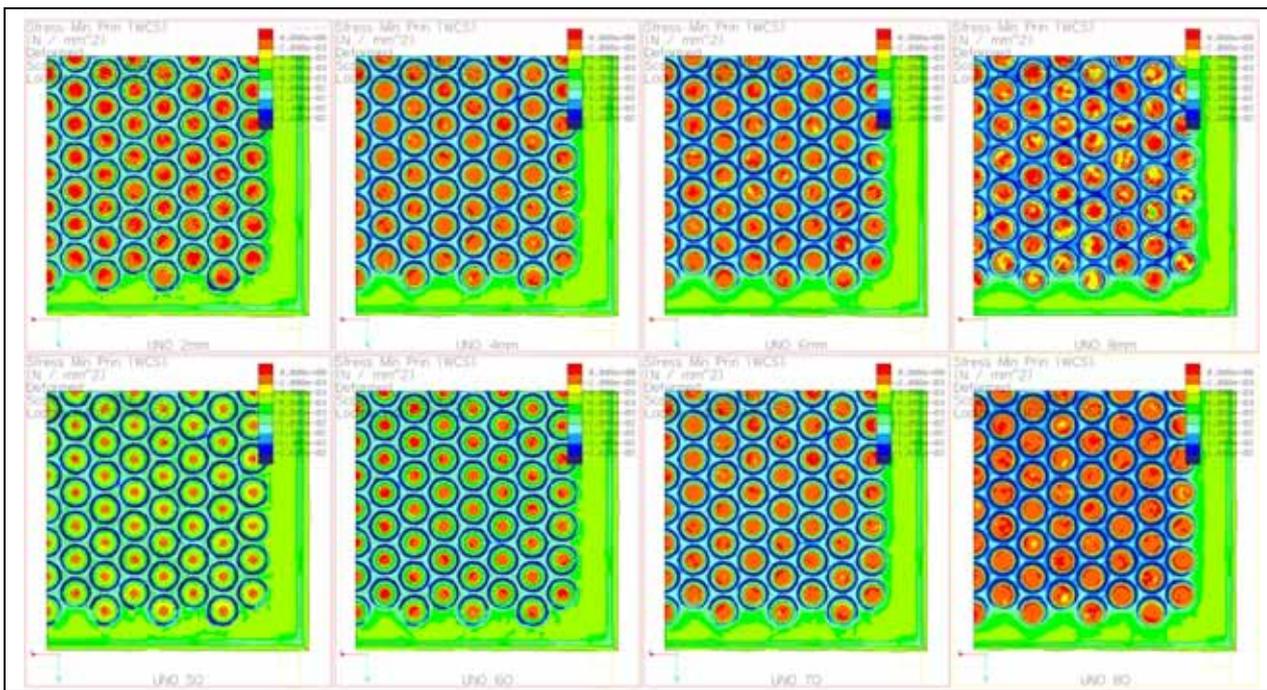


Figura 4.17–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo UNIFORME para UNO

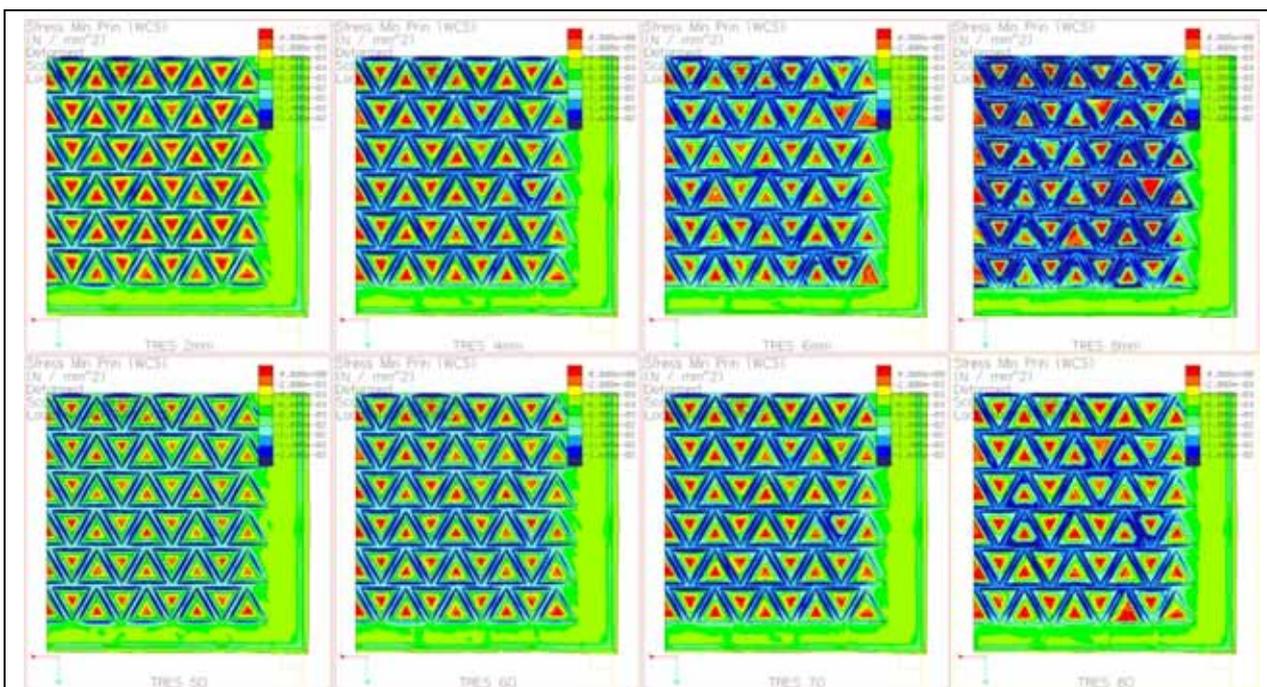


Figura 4.18–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo UNIFORME para TRES

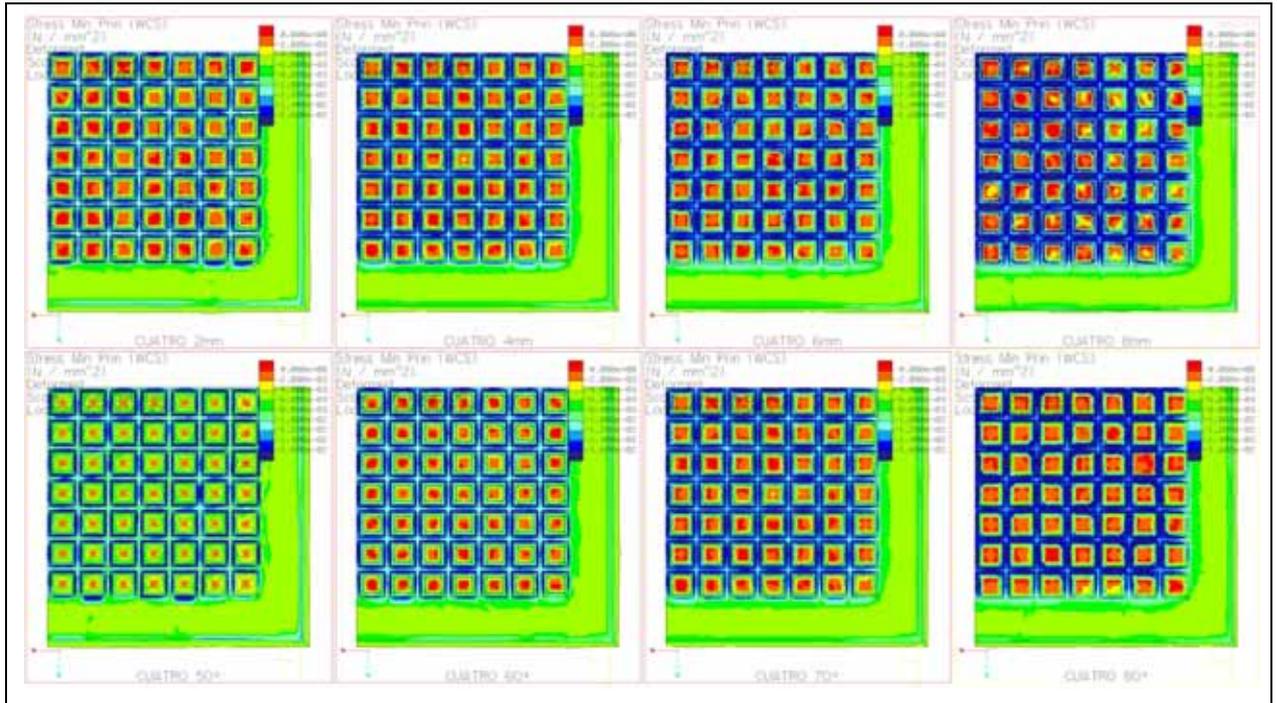


Figura 4.19–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo UNIFORME para CUATRO

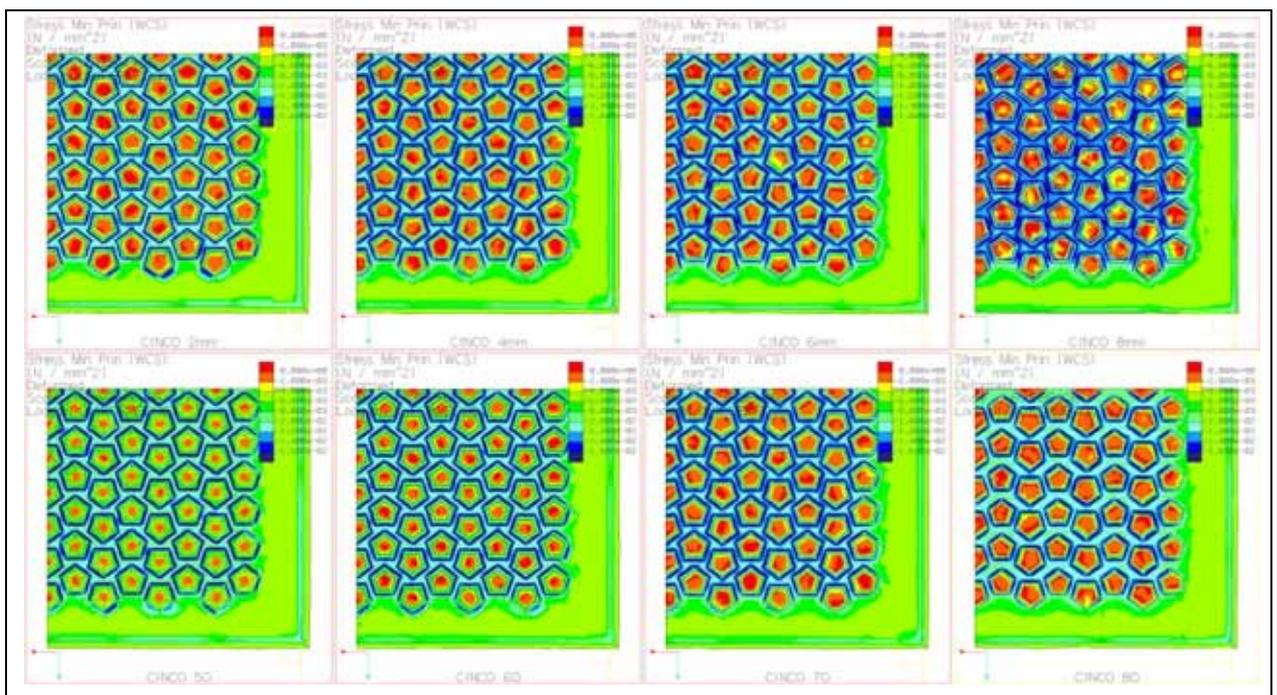


Figura 4.20–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo UNIFORME para CINCO

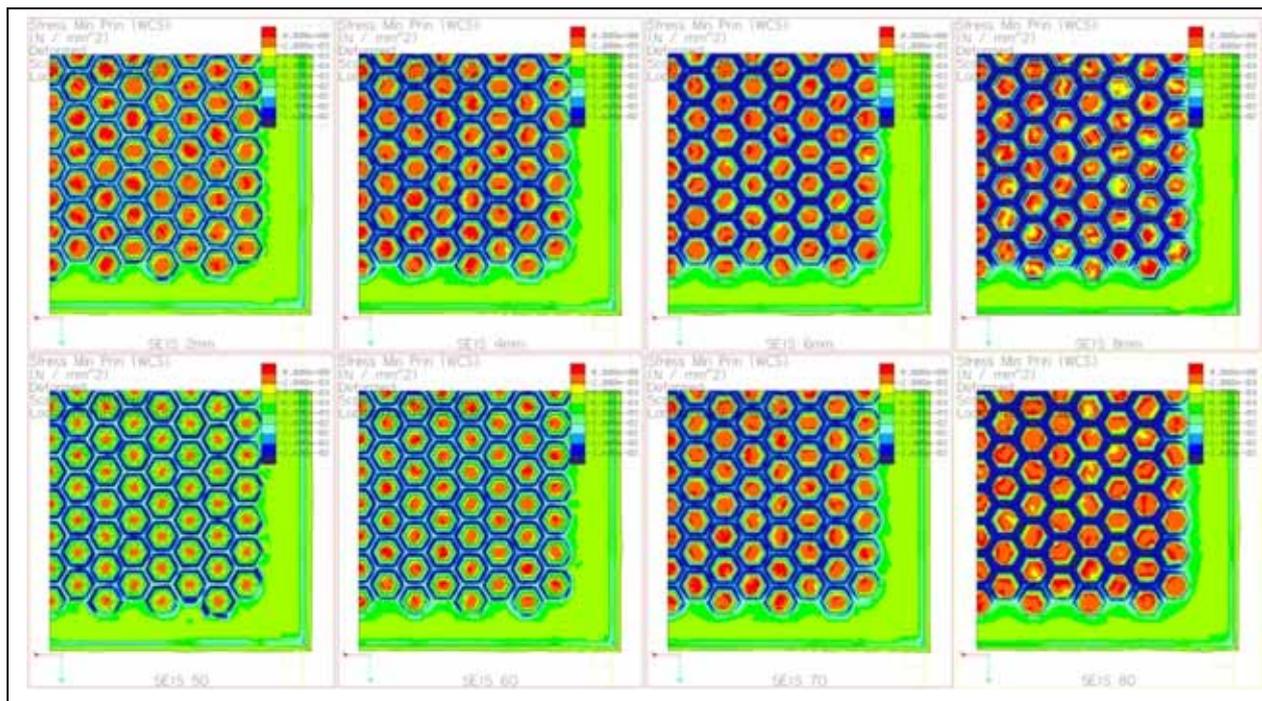


Figura 4.21–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo UNIFORME para SEIS

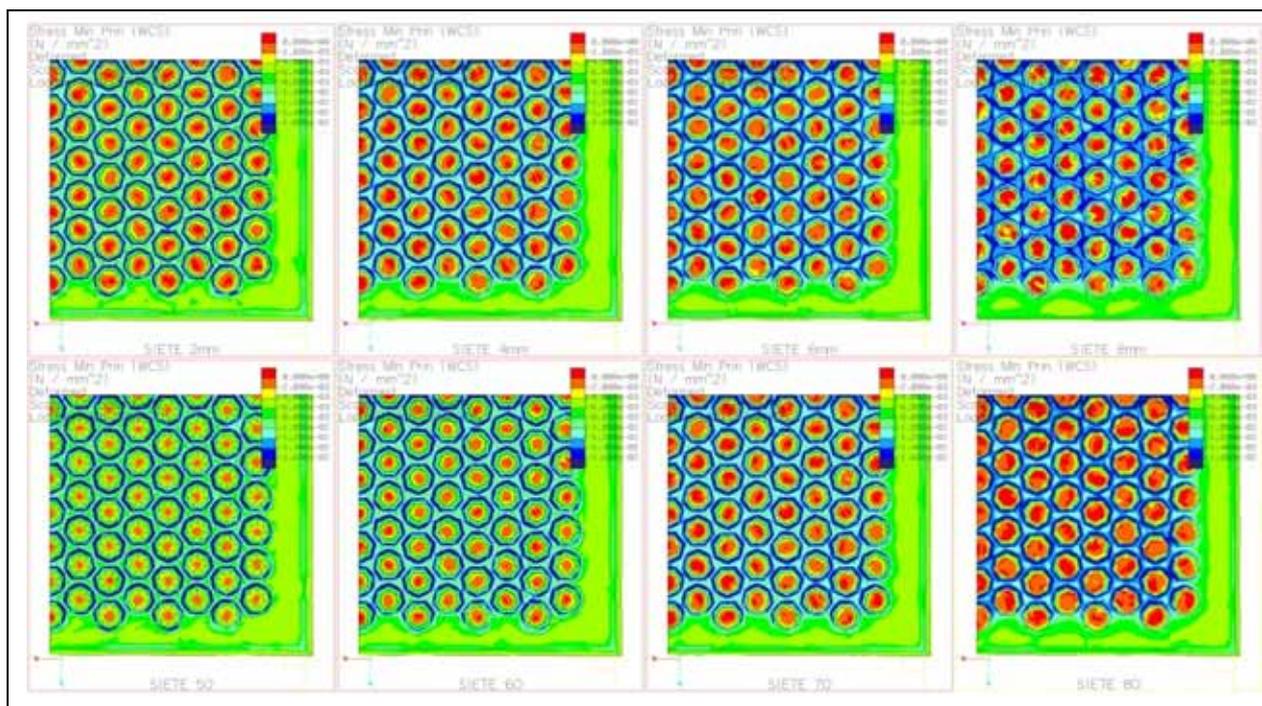


Figura 4.22–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo UNIFORME para SIETE

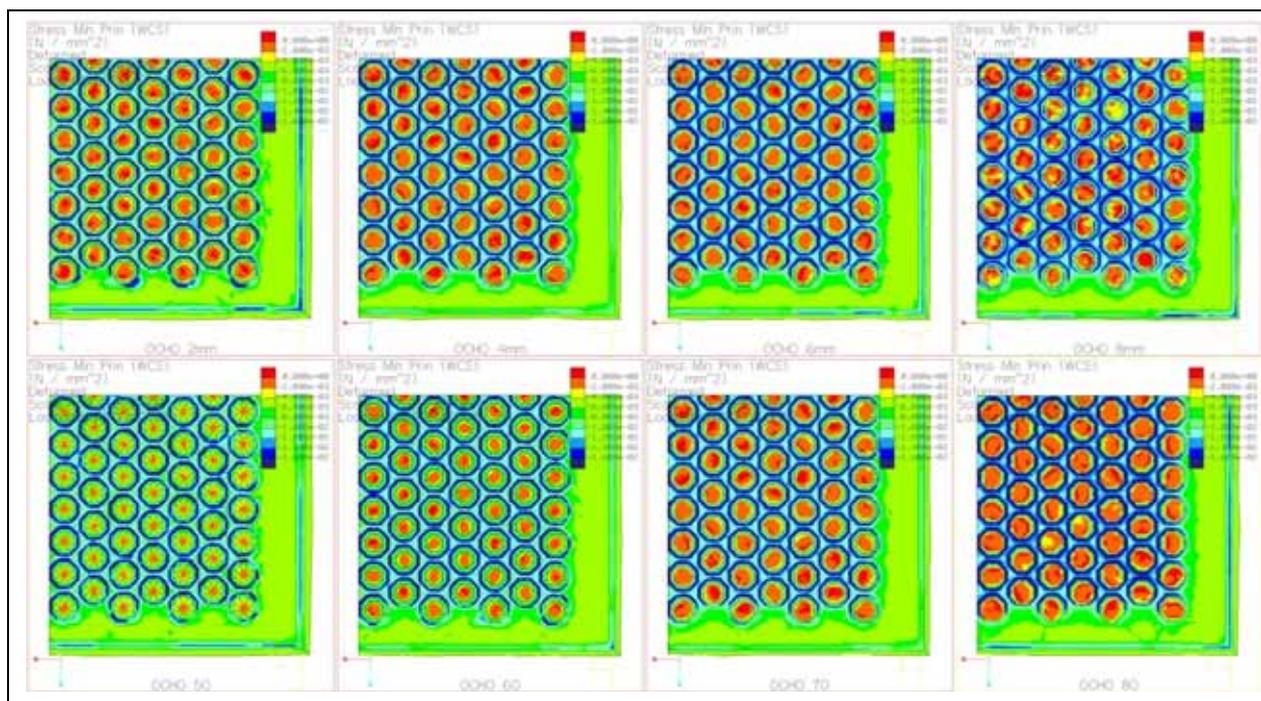


Figura 4.23–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo UNIFORME para OCHO

En lo relativo a la distribución de tensiones, los mayores esfuerzos de compresión en valor absoluto se dan en la superficie externa del relieve, alrededor de las aristas de las teselaciones. Las compresiones en la cara vista son, en comparación, despreciables.

Lo mismo es aplicable a la BASE, si bien en su caso las mayores compresiones se dan en la proximidad a los extremos libres, lo cual es debido, de nuevo, a la restricción de contorno que anula las traslaciones en esta superficie.

4.3. ENSAYO PUNTUAL

El ensayo PUNTUAL es similar al ensayo UNIFORME, con la salvedad de que la carga es mayor y se aplica de forma concentrada sobre un cuadrado de lado 50mm centrado en la cara esmaltada de la pieza. Este factor de concentración posibilita conocer la repuesta de los distintos relieves frente a fuerzas localizadas, que suelen ser más dañinas que las cargas totalmente distribuidas.

4.3.1. Tensión máxima principal

- **Valores máximos**

Para el caso de la tensión máxima principal, se aprecia una tendencia claramente ascendente en el caso de las versiones en P, aunque con un mínimo alrededor de $P=4\text{mm}$. Los valores de σ_1 varían entre los extremos 2.21 y 9.77 MPa, correspondientes las versiones OCHO(4mm) y TRES(8mm) respectivamente. Dado lo similar de los valores, considerar un modelo mejor que otro, sólo con respecto a los valores máximos, resulta inadecuado.

En el caso de las versiones en β , por el contrario, se aprecia disparidad entre los modelos. UNO, SIETE y OCHO presentan distribuciones en forma de “U invertida”, mientras que TRES y SEIS muestran valores en ascenso. CUATRO y CINCO no siguen un patrón simple, sino una tendencia en “zig-zag”. Los valores de σ_1 se mueven entre los extremos 1.83 y 4.05 MPa, pertenecientes a las versiones TRES(50°) y SIETE (50°) respectivamente.

	BASE	CERO	UNO	TRES	CUATRO	CINCO	SEIS	SIETE	OCHO	
P	2	0.96	3.03	3.11	2.51	2.74	2.34	3.18	2.82	3.26
	4	0.96	3.03	2.08	2.59	2.64	2.50	2.35	2.23	2.21
	6	0.96	3.03	3.14	3.10	3.64	3.46	3.55	2.88	2.91
	8	0.96	3.03	9.28	9.77	8.56	9.38	9.15	5.98	9.08
β	50	0.96	3.03	2.49	1.83	2.57	2.44	2.22	4.05	2.65
	60	0.96	3.03	2.03	2.27	2.02	1.94	2.32	2.68	2.03
	70	0.96	3.03	2.08	2.59	2.64	2.50	2.35	2.23	2.21
	80	0.96	3.03	2.49	2.86	2.68	2.36	3.34	3.59	2.76

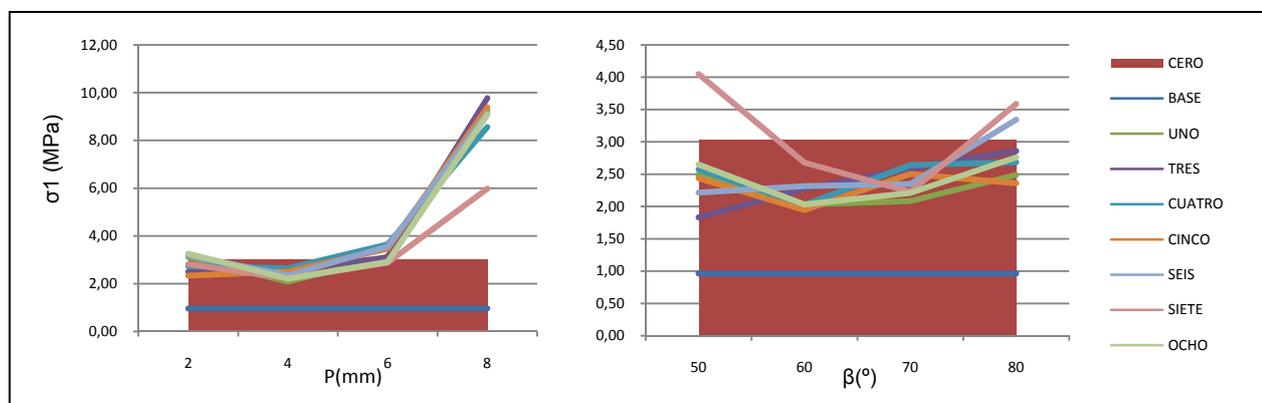


Tabla 4.7–Valores máximos de σ_1 para el ensayo PUNTUAL (MPa)

Con respecto a CERO, ocurre algo similar a lo observado en el caso del ensayo UNIFORME, pero más acusado. Para las versiones con $P \leq 6\text{mm}$, la mejora es del 7%, mientras que alrededor de $P=8\text{mm}$, el empeoramiento es notable (alrededor del 80%). En el caso de β , la mejora media es del 17%.

En lo que se refiere a los valores de la BASE, estos son, en todos los casos, inferiores, en un 450% para las variaciones de P , y en un 250% como media para las versiones en β .

Así mismo destaca que de nuevo se cumple la ley de Rankine. Las cargas de ruptura en este caso se calculan con carga=7KN aplicada sobre un cuadrado de $50 \times 50 \text{ mm}^2$ centrado en la cara vista. Los valores obtenidos se muestran en la siguiente tabla:

	BASE	CERO	UNO	TRES	CUATRO	CINCO	SEIS	SIETE	OCHO	
P	2	218.74	69.33	67.53	83.82	76.68	89.83	66.05	74.46	64.44
	4	218.74	69.33	100.83	81.12	79.45	83.90	89.40	94.30	95.05
	6	218.74	69.33	66.97	67.66	57.71	60.73	59.11	72.87	72.20
	8	218.74	69.33	22.63	21.48	24.52	22.38	22.95	35.11	23.13
β	50	218.74	69.33	84.34	114.73	81.63	86.21	94.80	51.85	79.32
	60	218.74	69.33	103.39	92.37	103.73	108.03	90.64	78.35	103.36
	70	218.74	69.33	100.83	81.12	79.45	83.90	89.40	94.30	95.05
	80	218.74	69.33	84.40	73.48	78.23	89.03	62.80	58.50	76.10

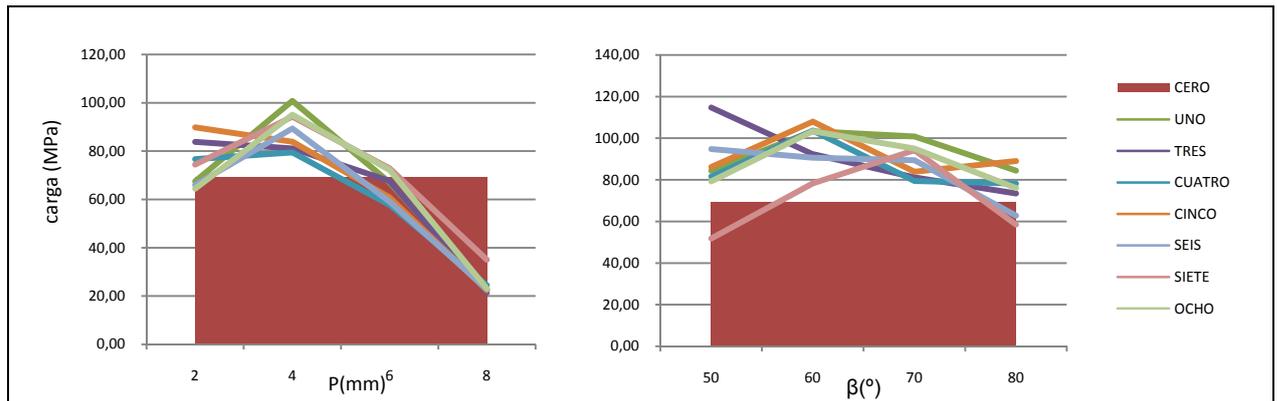


Tabla 4.8–Valores de carga_{ruptura} asociados a tracción para el ensayo PUNTUAL (MPa)

Se puede calcular que el promedio de carga puntual (según la definición del CTE) que conseguiría la ruptura de las baldosas (sin considerar el modelo BASE) se sitúa alrededor de los 74 MPa. Por lo que, con estos valores, resulta más crítica la carga totalmente uniforme, cuya media para tracción se encontraba alrededor de los 60 MPa.

- **Distribución de tensiones**

Para este ensayo, la escala de las versiones de la BASE varía entre $\sigma_{inf}=-1$ MPa y $\sigma_{sup}=0.3$ MPa, mientras que para los modelos teselados los límites son $\sigma_{inf}=-3$ MPa y $\sigma_{sup}=2$ MPa.

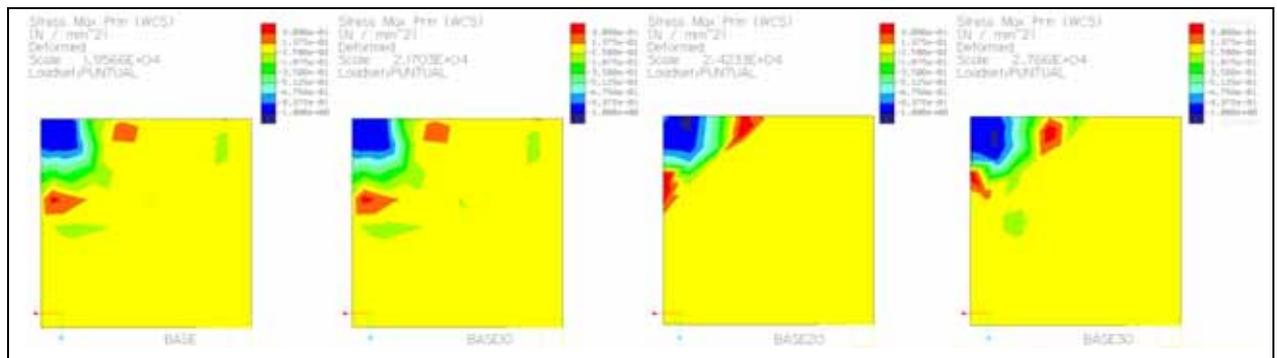


Figura 4.24–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo PUNTUAL para BASE

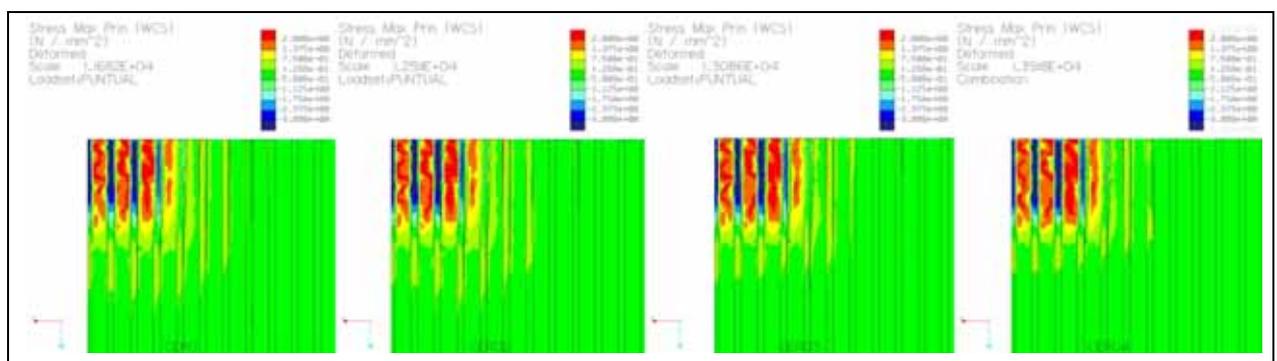


Figura 4.25–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo PUNTUAL para CERO

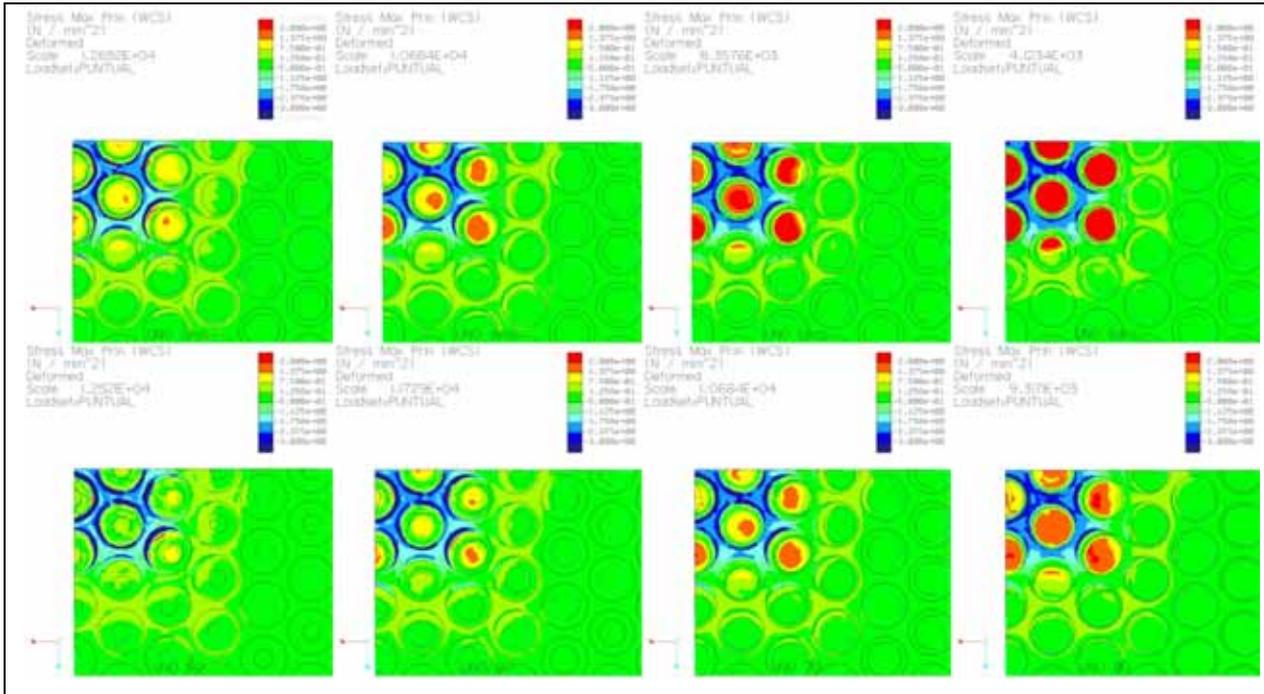


Figura 4.26–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo PUNTUAL para UNO

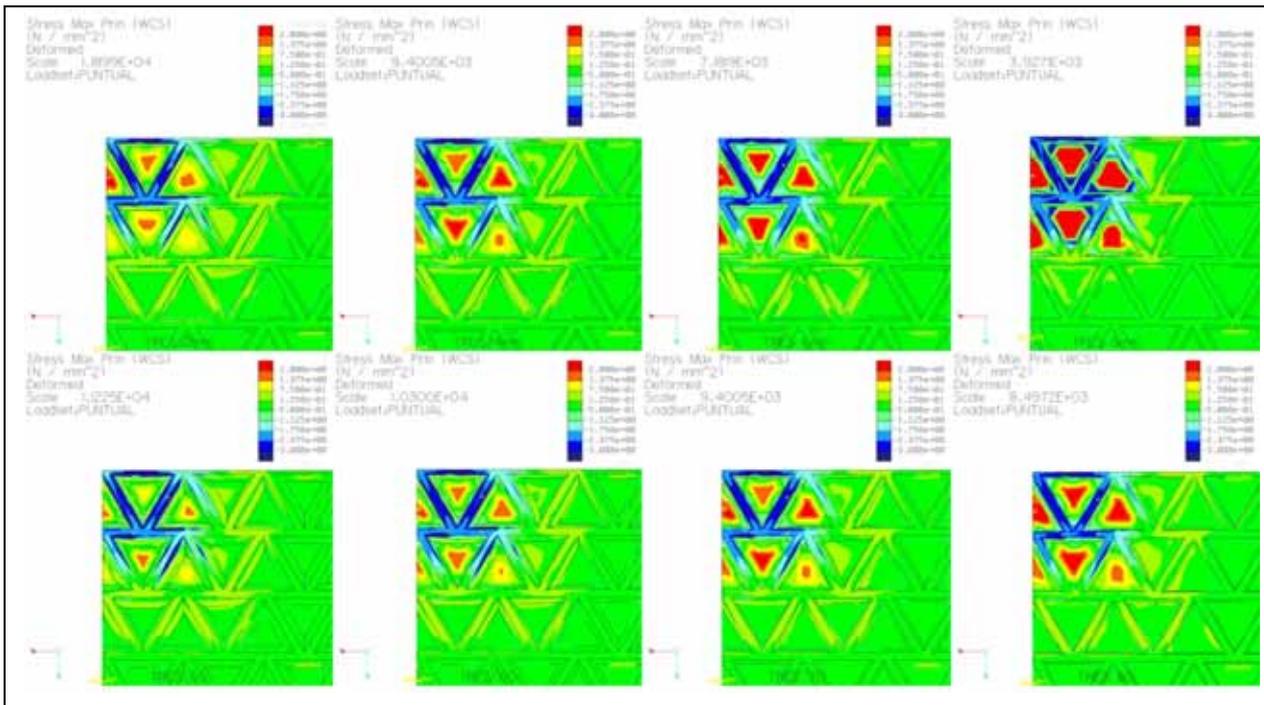


Figura 4.27–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo PUNTUAL para TRES

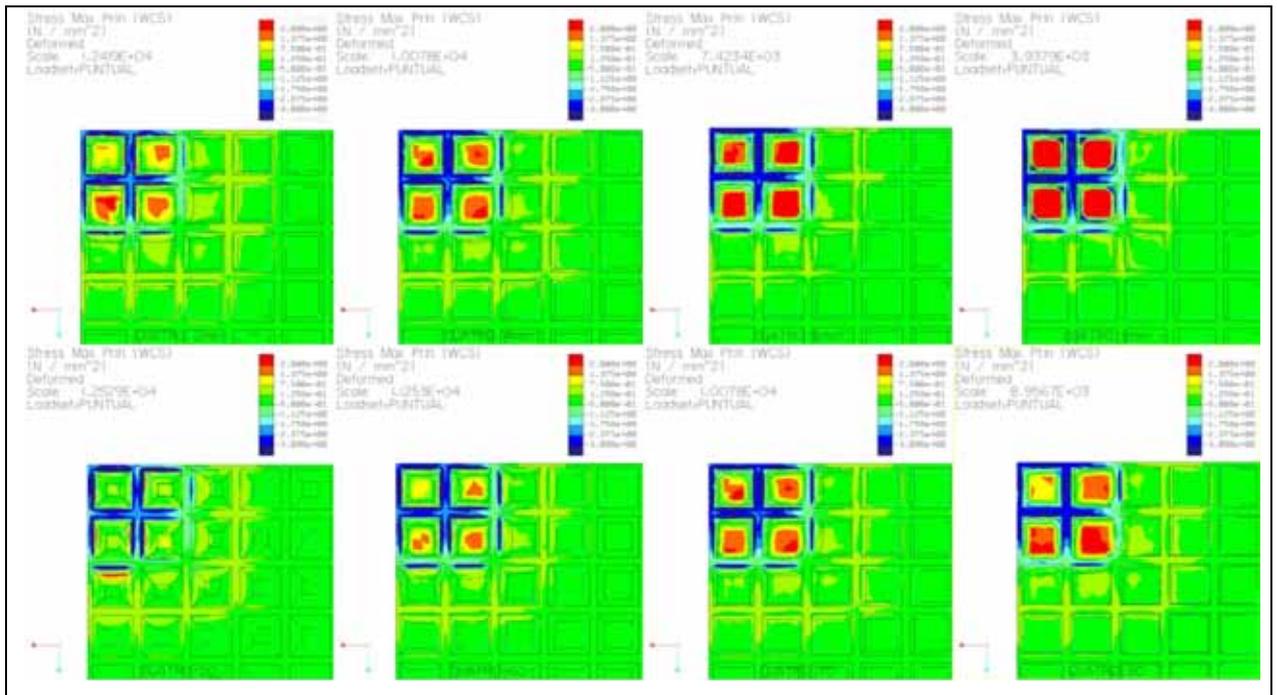


Figura 4.28–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo PUNTUAL para CUATRO

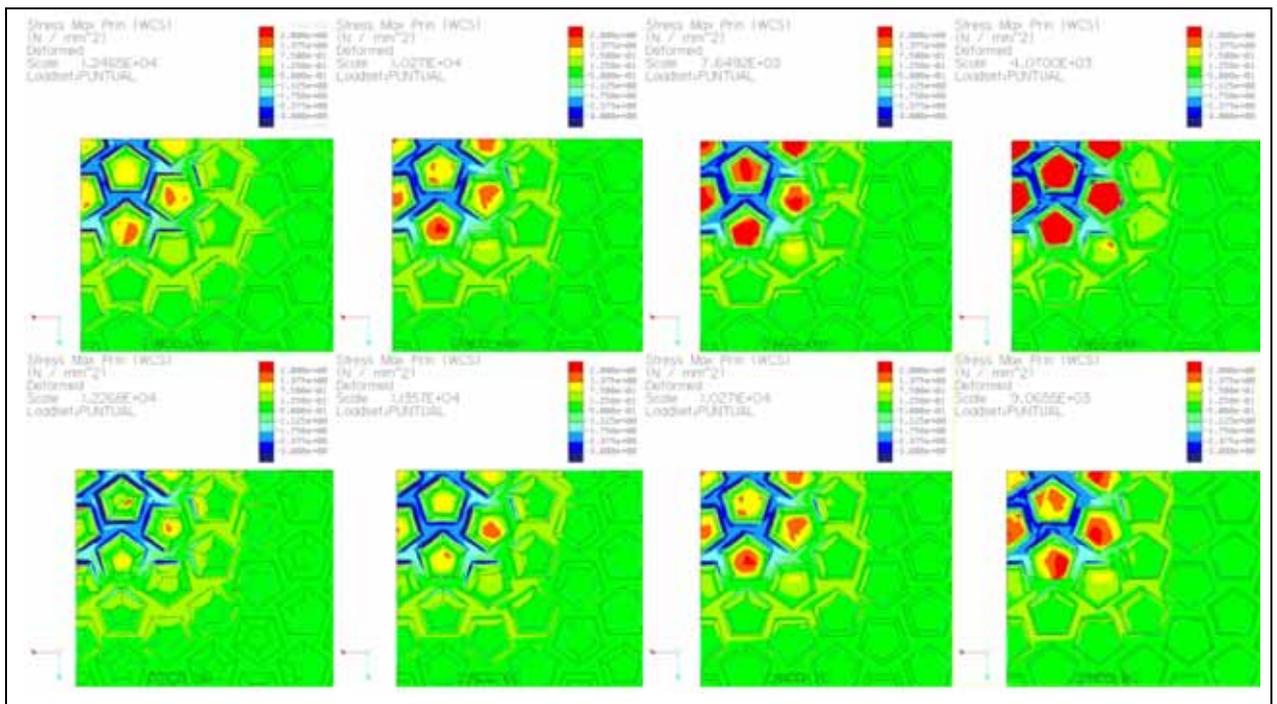


Figura 4.29–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo PUNTUAL para CINCO

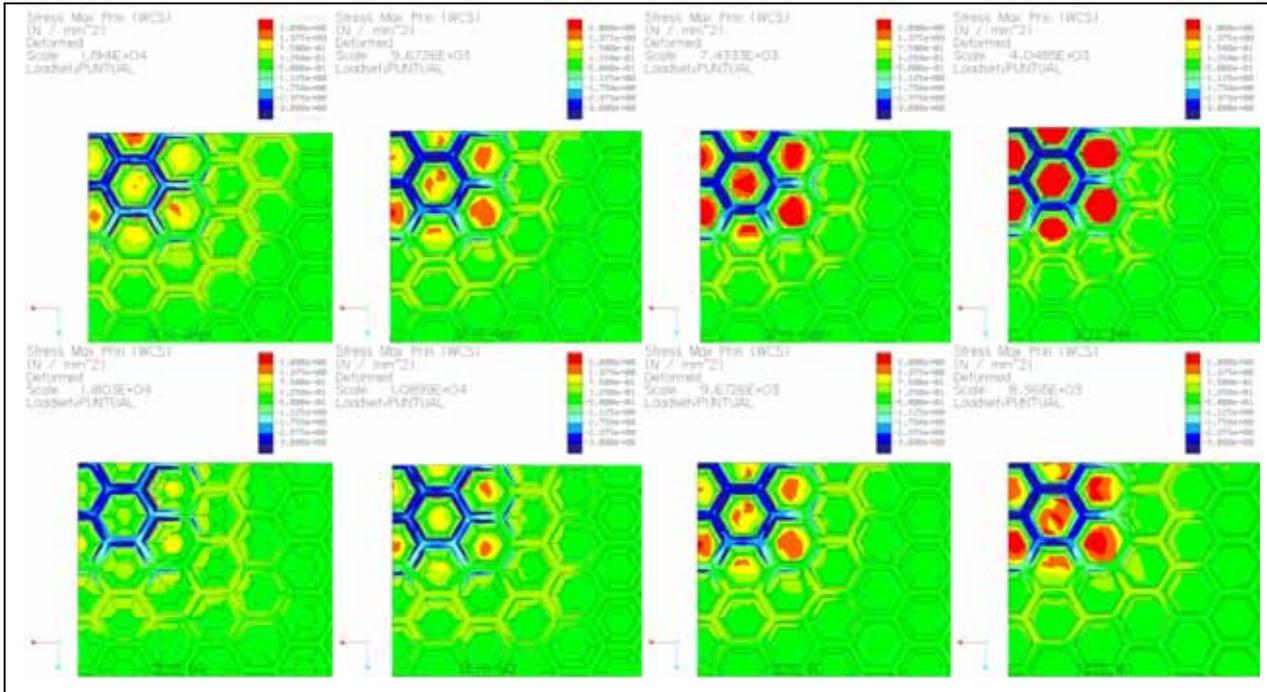


Figura 4.30–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo PUNTUAL para SEIS

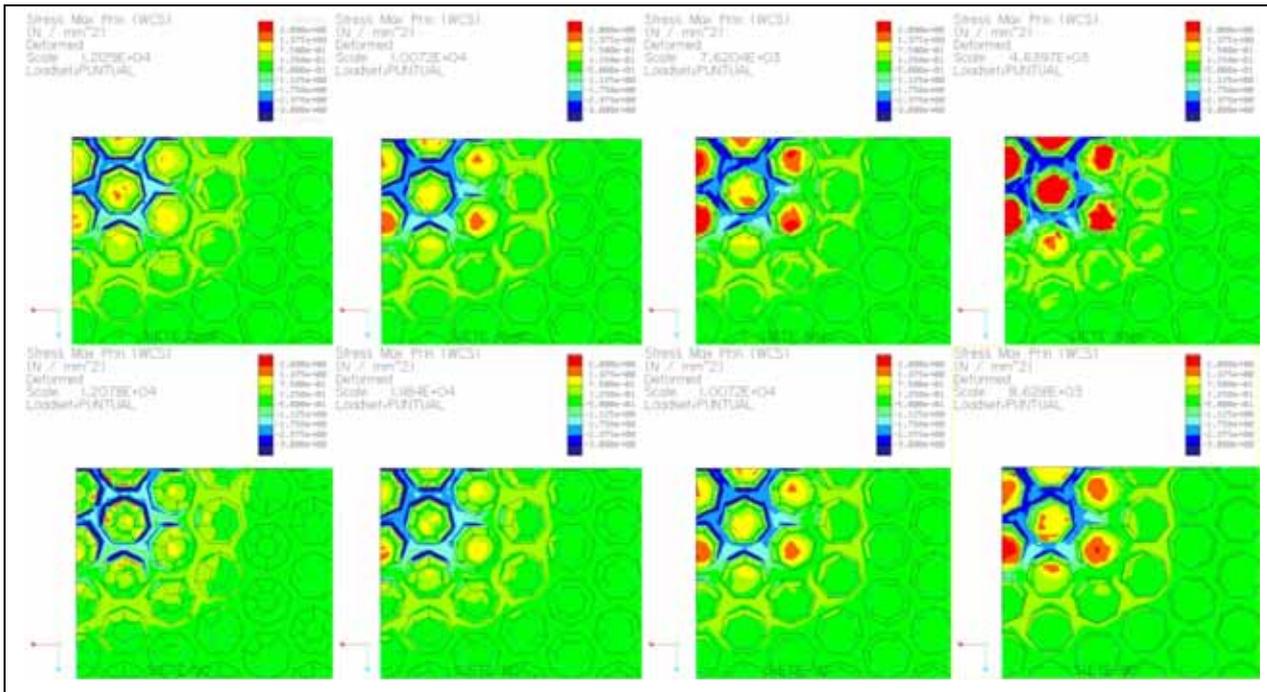


Figura 4.31–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo PUNTUAL para SIETE

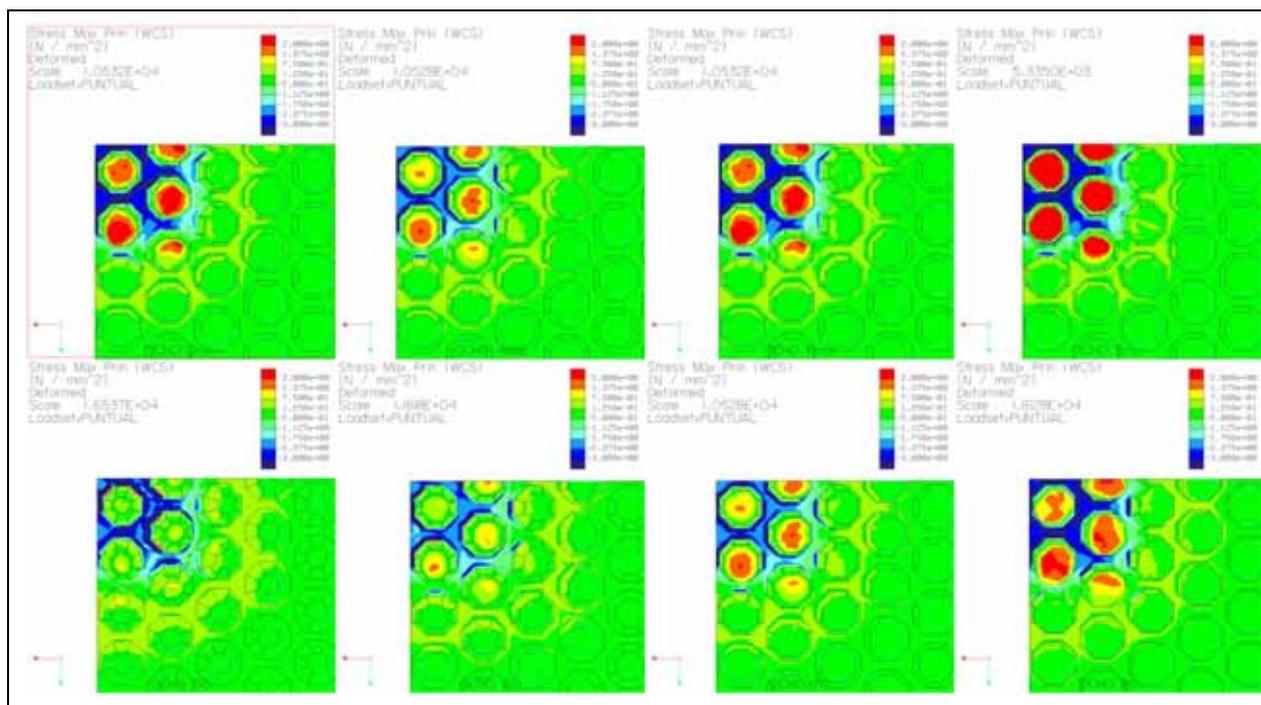


Figura 4.32–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo PUNTUAL para OCHO

Como es común a todas las versiones, el esfuerzo es absorbido por la sección de baldosa sobre la que se aplica la carga. El modo en que esta absorción tiene lugar es similar a la del ensayo UNIFORME. Se puede observar que los modelos CINCO y UNO soportan esfuerzos menores.

4.3.2. Tensión mínima principal

- **Valores máximos**

La tensión mínima principal presenta una distribución totalmente similar a la comentada para el ensayo UNIFORME.

	BASE	CERO	UNO	TRES	CUATRO	CINCO	SEIS	SIETE	OCHO	
ρ	2	-4.02	-19.72	-33.31	-29.21	-33.71	-29.54	-35.13	-38.46	-44.99
	4	-4.02	-19.72	-19.17	-19.43	-22.10	-20.29	-22.79	-20.47	-23.70
	6	-4.02	-19.72	-16.13	-16.70	-18.73	-17.16	-17.47	-18.62	-31.09
	8	-4.02	-19.72	-29.23	-27.71	-33.94	-22.00	-25.01	-43.44	-30.20
β	50	-4.02	-19.72	-29.34	-27.38	-31.91	-26.76	-28.68	-30.60	-37.33
	60	-4.02	-19.72	-24.42	-24.14	-22.73	-23.92	-25.98	-24.80	-30.59
	70	-4.02	-19.72	-19.17	-19.43	-22.10	-20.29	-22.79	-20.47	-23.70
	80	-4.02	-19.72	-16.62	-17.22	-18.21	-18.76	-20.12	-20.45	-22.06

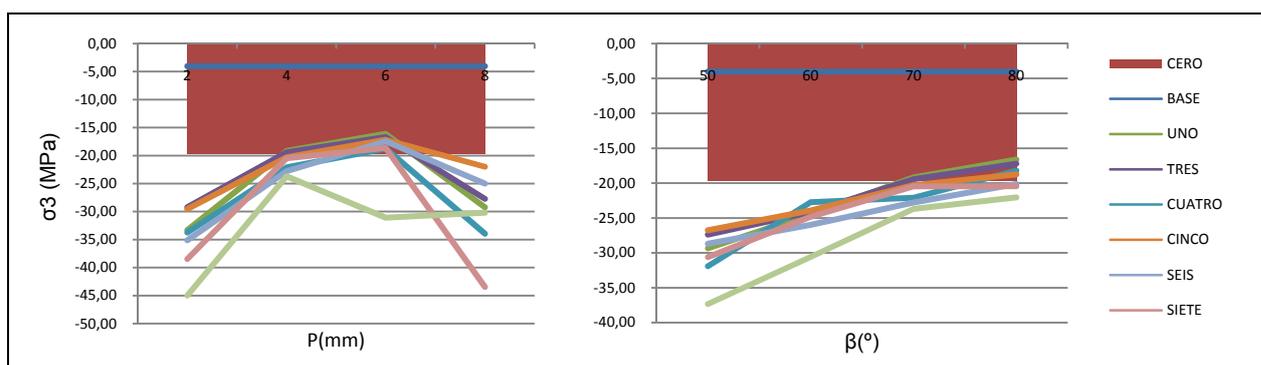


Tabla 4.9–Valores máximos de σ_3 para el ensayo PUNTUAL (MPa)

En el caso de las versiones en P, el gráfico de valores máximos tiene forma de "U invertida", con un mínimo alrededor de P=6mm y valores extremos -44.99 y -16.13 MPa, generados en OCHO(2mm) y en UNO(6mm), como muestra la figura siguiente.

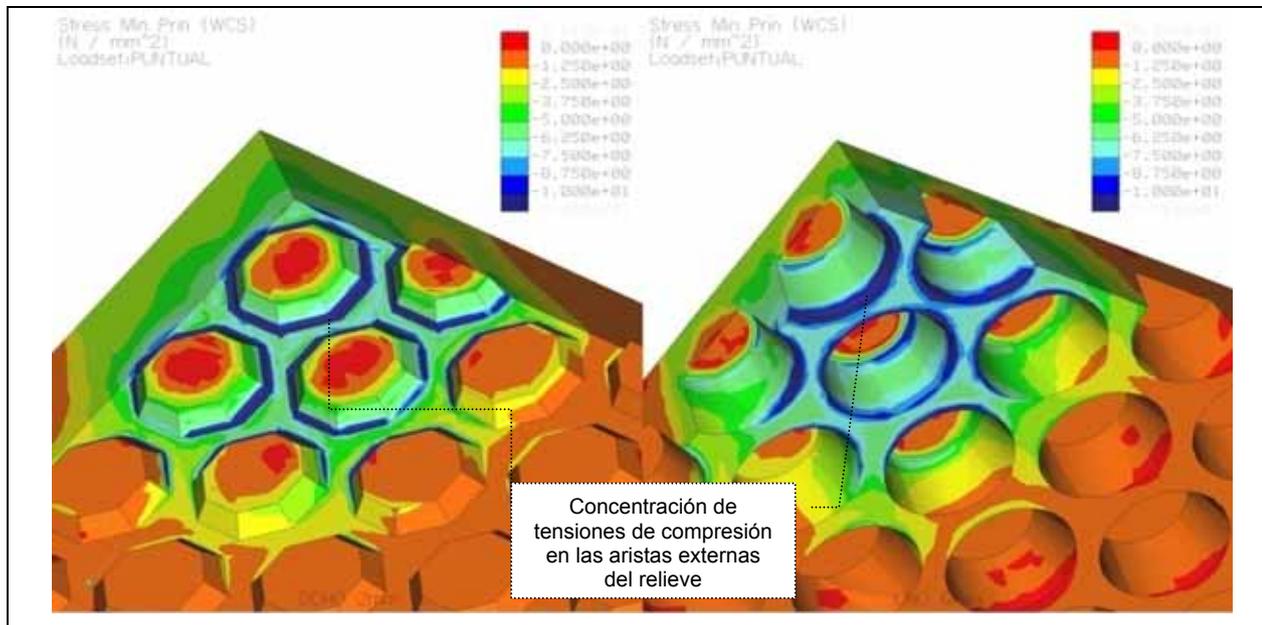


Figura 4.33–Variación de σ_3 ensayo PUNTUAL para OCHO(2mm) y UNO(6mm)

Destaca el comportamiento errático del modelo OCHO, no sólo por presentar la tensión más negativa de la gráfica, sino por su alto valor para P=6mm. Este valor ha podido deberse a falta de convergencia durante el cálculo.

En el caso de las versiones en β , la tendencia es ascendente, con valores de σ_3 entre -37.33 y -16.62 MPa para OCHO(50°) y UNO(80°) respectivamente. Esto se debe a que, a medida que β se aproxima más a 90°, la transmisión de fuerzas de compresión de la cara vista hacia el mortero a través del cuerpo de la pieza es más directa. Este fenómeno se observa claramente en la distribución de tensiones sobre las paredes del relieve mostrado en la siguiente figura:

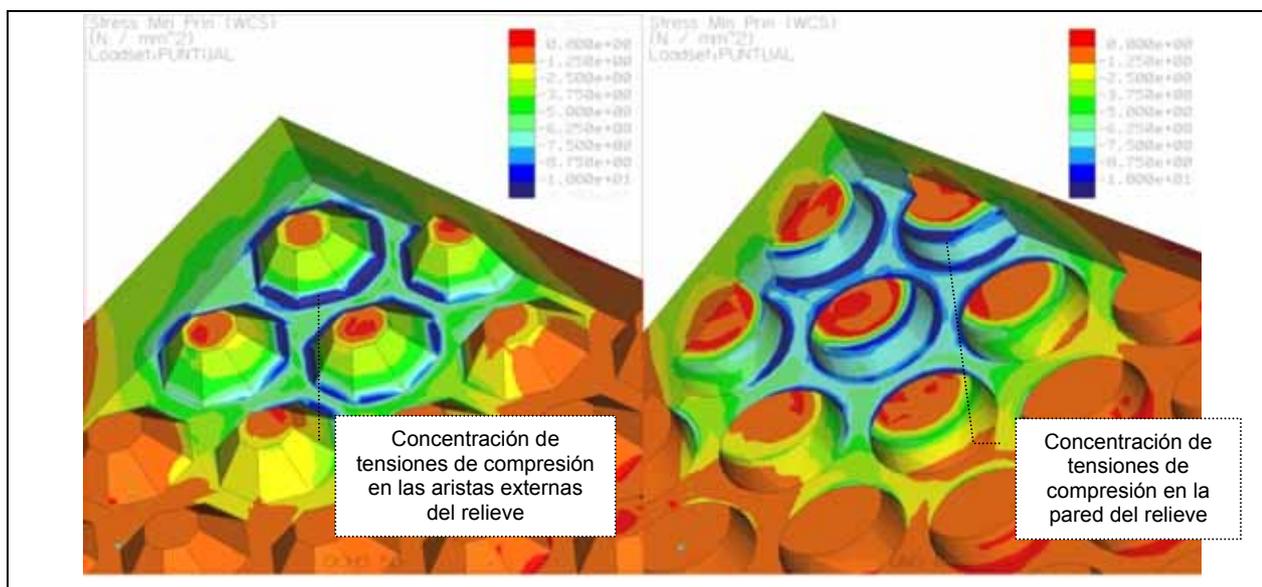


Figura 4.34–Variación de σ_3 ensayo PUNTUAL para OCHO(50°) y UNO(80°)

Respecto de CERO, las mejoras no son tan elevadas como para el ensayo UNIFORME. Sólo para el caso de $P=6\text{mm}$, se aprecia una mejora del 2%, mientras que el resto de versiones en P , empeoran la respuesta en un 46% como media. Para $\beta=80^\circ$, la mejora es del 3%, mientras que el resto de versiones en β obtienen un aumento de las tensiones del 30%.

En lo que se refiere a los valores de la BASE, σ_3 es mucho menor en valor absoluto, en particular alrededor de un 600%.

En cualquier caso, destaca que de nuevo que se cumple la ley de Rankine, al no ser ningún valor inferior a -400 MPa . Para la ruptura por compresión, las tensiones deberían alcanzar los siguientes valores:

	BASE	CERO	UNO	TRES	CUATRO	CINCO	SEIS	SIETE	OCHO	
P	2	298.48	60.84	36.02	41.08	35.59	40.62	34.16	31.20	26.67
	4	298.48	60.84	62.59	61.75	54.31	59.15	52.66	58.63	50.63
	6	298.48	60.84	74.40	71.88	64.05	69.93	68.71	64.44	38.60
	8	298.48	60.84	41.06	43.31	35.35	54.56	47.98	27.63	39.74
α	50	298.48	60.84	40.89	43.83	37.60	44.84	41.84	39.21	32.15
	60	298.48	60.84	49.15	49.71	52.79	50.16	46.19	48.38	39.23
	70	298.48	60.84	62.59	61.75	54.31	59.15	52.66	58.63	50.63
	80	298.48	60.84	72.22	69.70	65.89	63.97	59.63	58.68	54.40

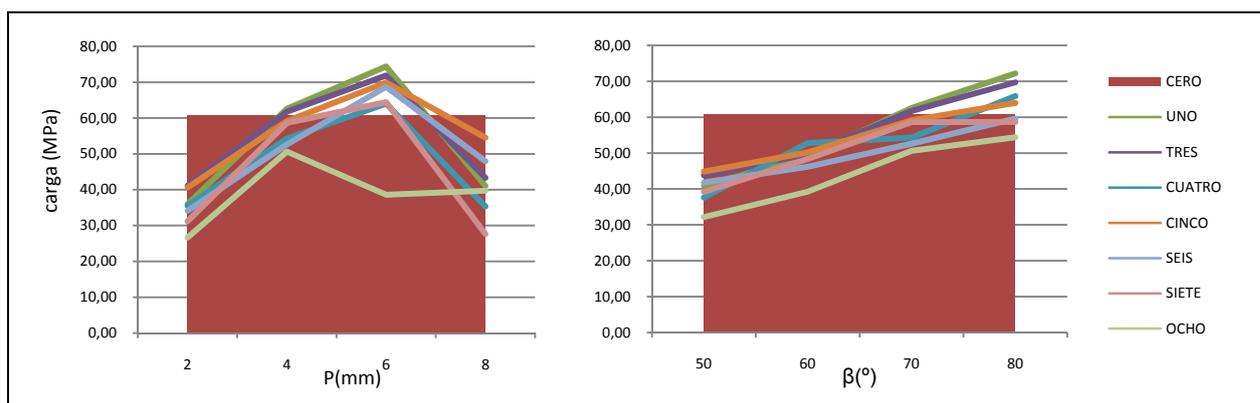


Tabla 4.10–Valores de carga_{ruptura} asociados a compresión para el ensayo PUNTUAL (MPa)

En este caso, la media de las tensiones (no considerando el modelo BASE) es aproximadamente 52 MPa, inferior a los 74 MPa calculados para tracción, luego de nuevo las piezas colapsarían antes debido a los esfuerzos de compresivos.

- **Distribución de tensiones**

Para este ensayo, la escala de las versiones de la BASE varía entre $\sigma_{\text{inf}}=-3.2\text{ MPa}$ y $\sigma_{\text{sup}}=0\text{ MPa}$, mientras que para los modelos teselados los límites son $\sigma_{\text{inf}}=-10\text{ MPa}$ y $\sigma_{\text{sup}}=0\text{ MPa}$.

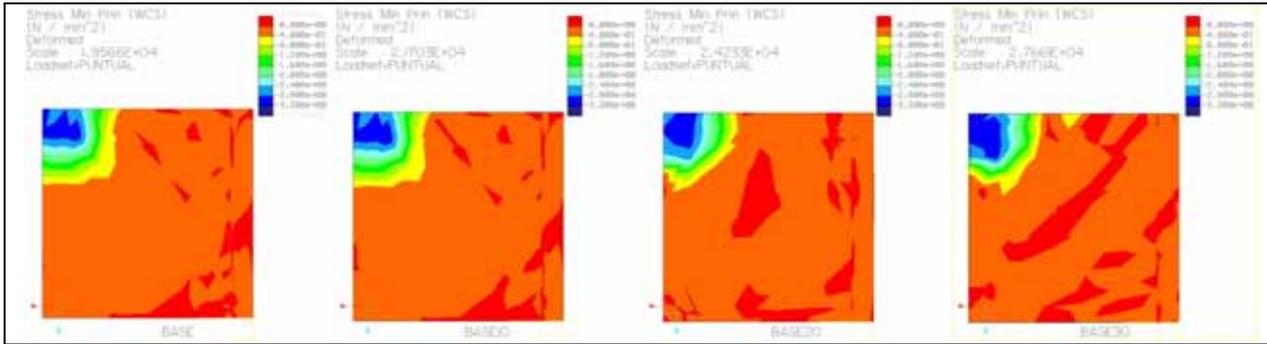


Figura 4.35–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo PUNTUAL para BASE

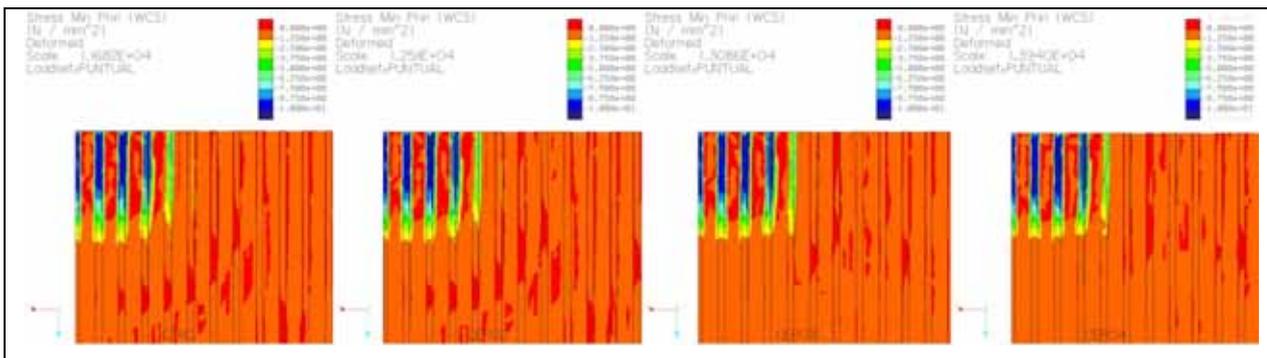


Figura 4.36–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo PUNTUAL para CERO

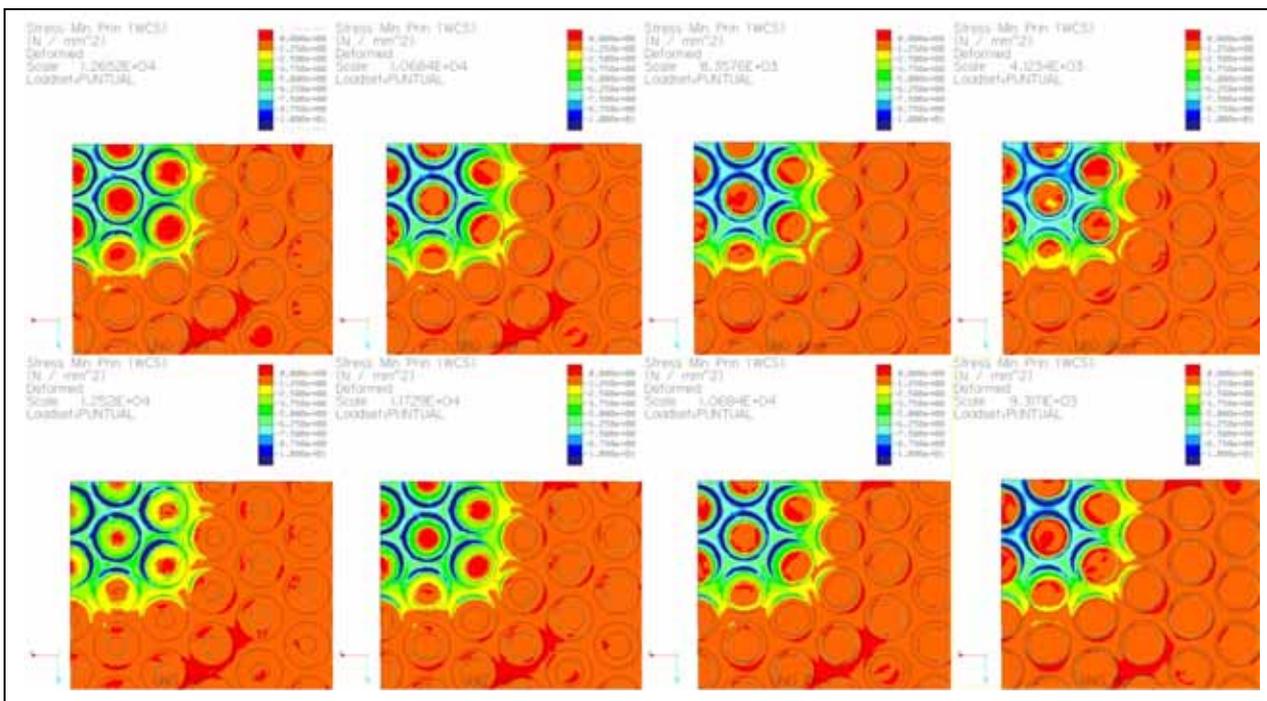


Figura 4.37–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo PUNTUAL para UNO

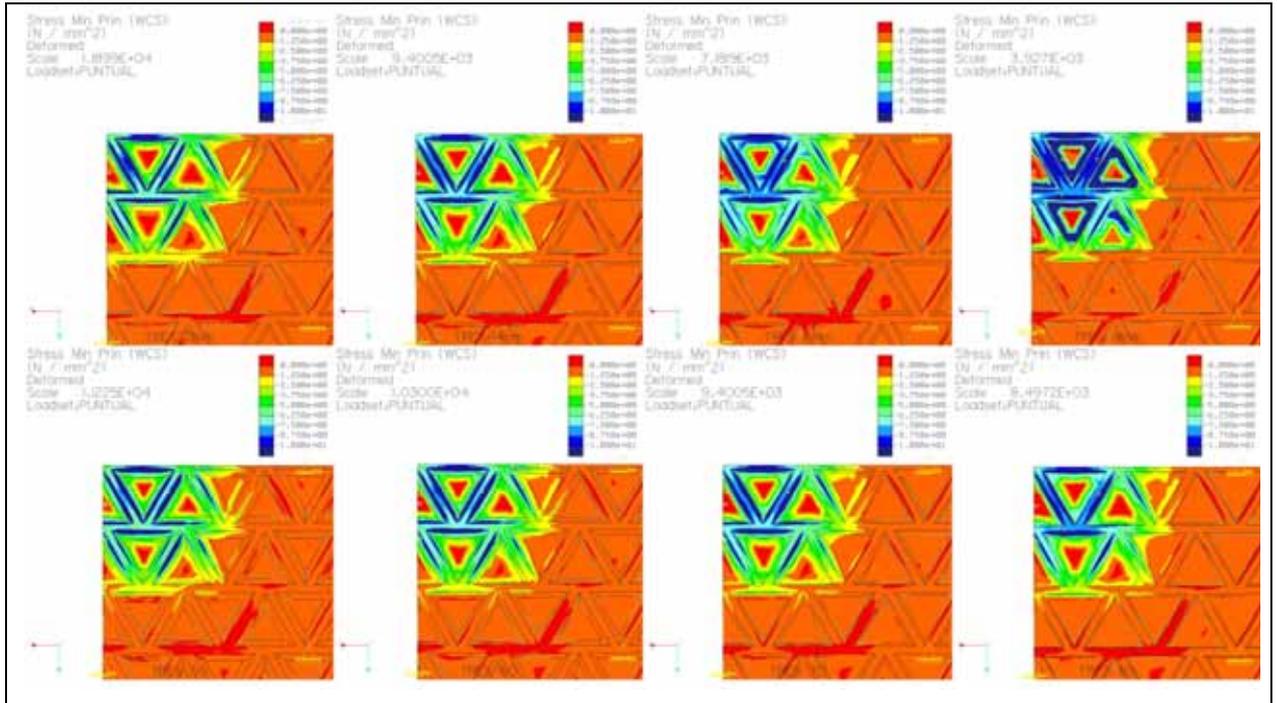


Figura 4.38–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo PUNTUAL para TRES

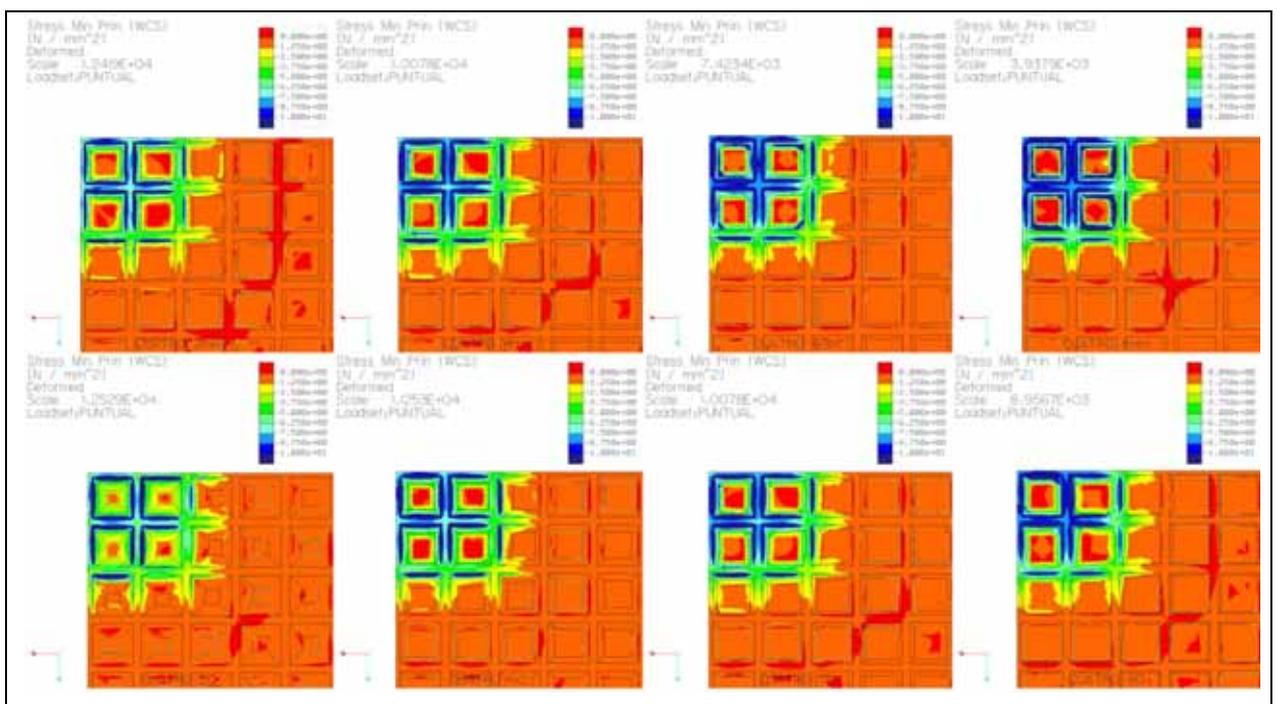


Figura 4.39–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo PUNTUAL para CUATRO

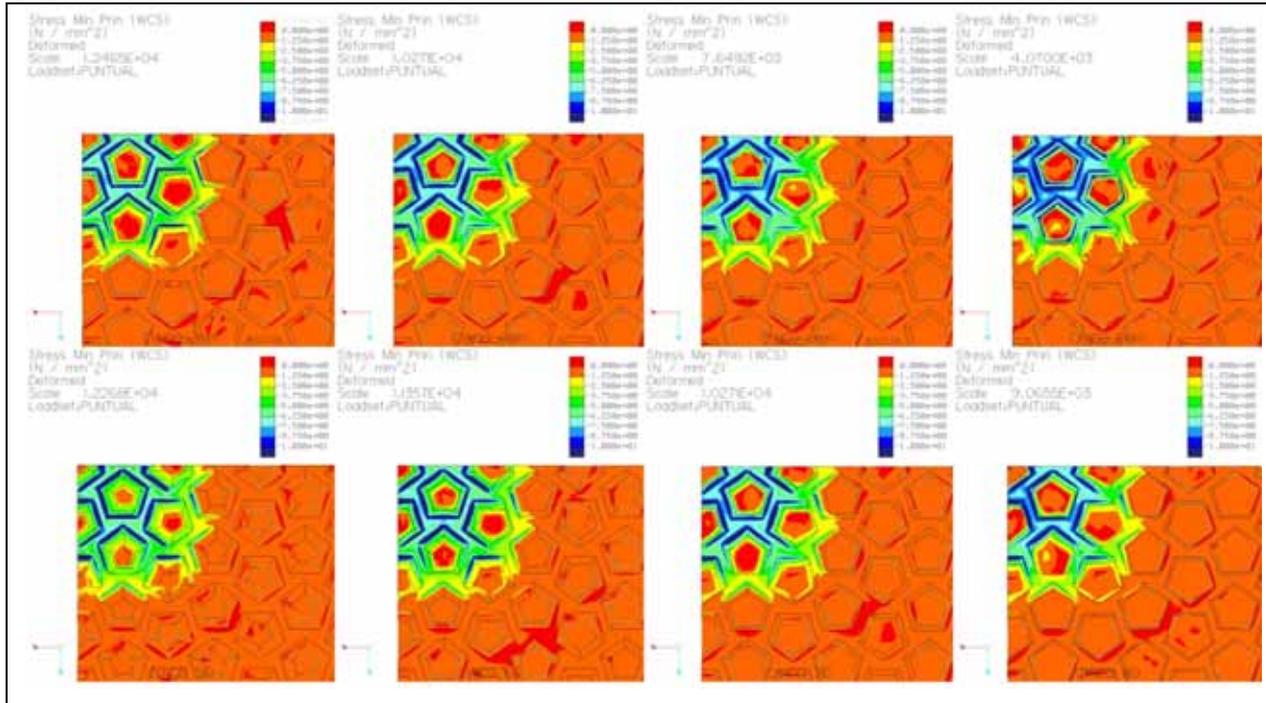


Figura 4.40–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo PUNTUAL para CINCO

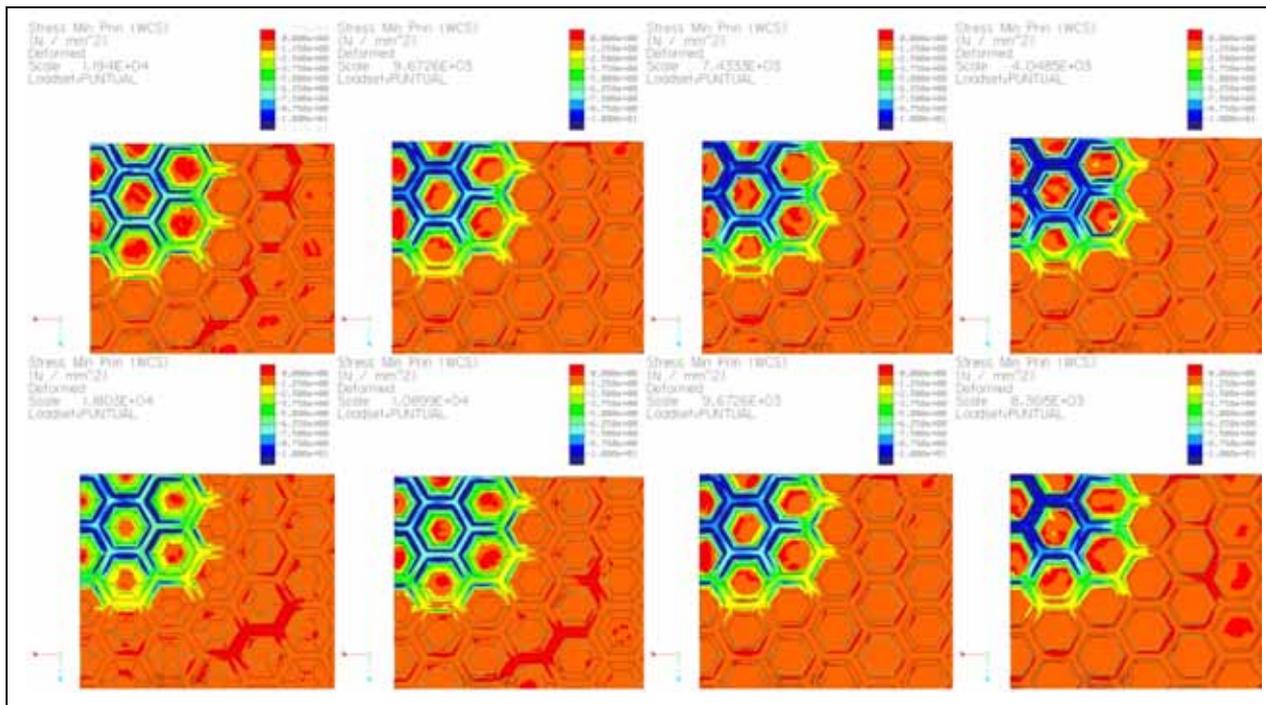


Figura 4.41–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo PUNTUAL para SEIS

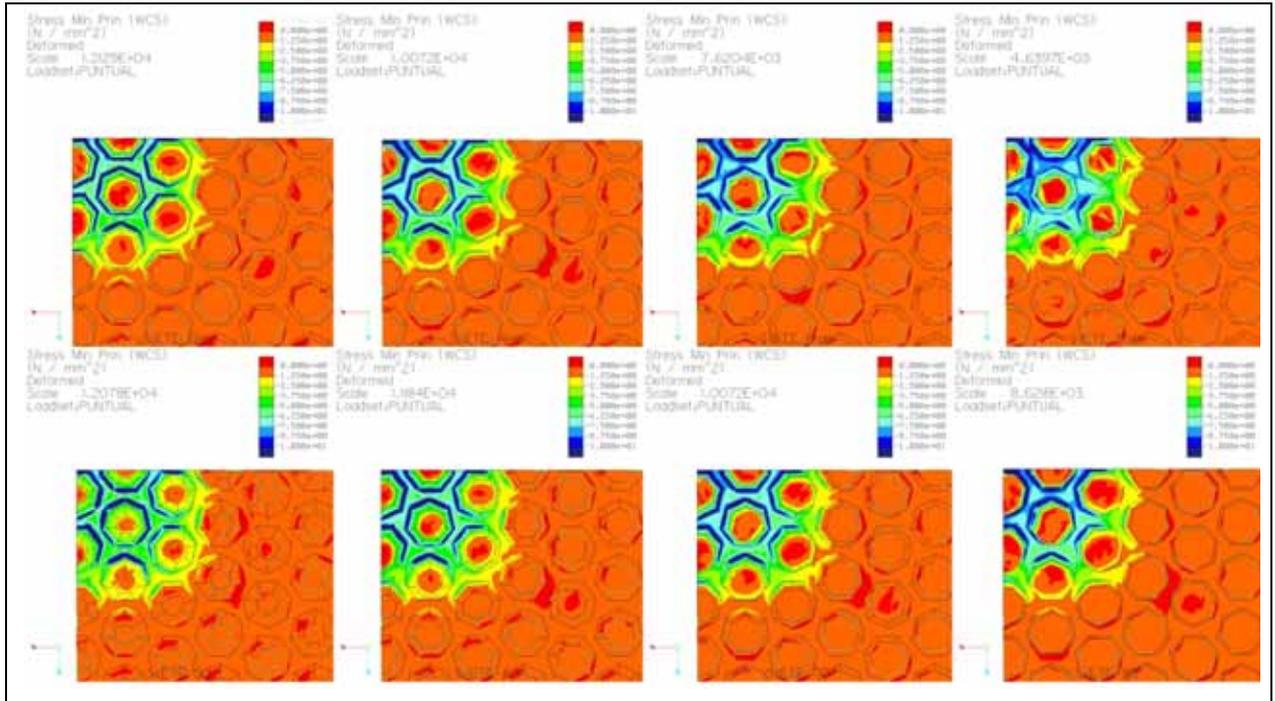


Figura 4.42–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo PUNTUAL para SIETE

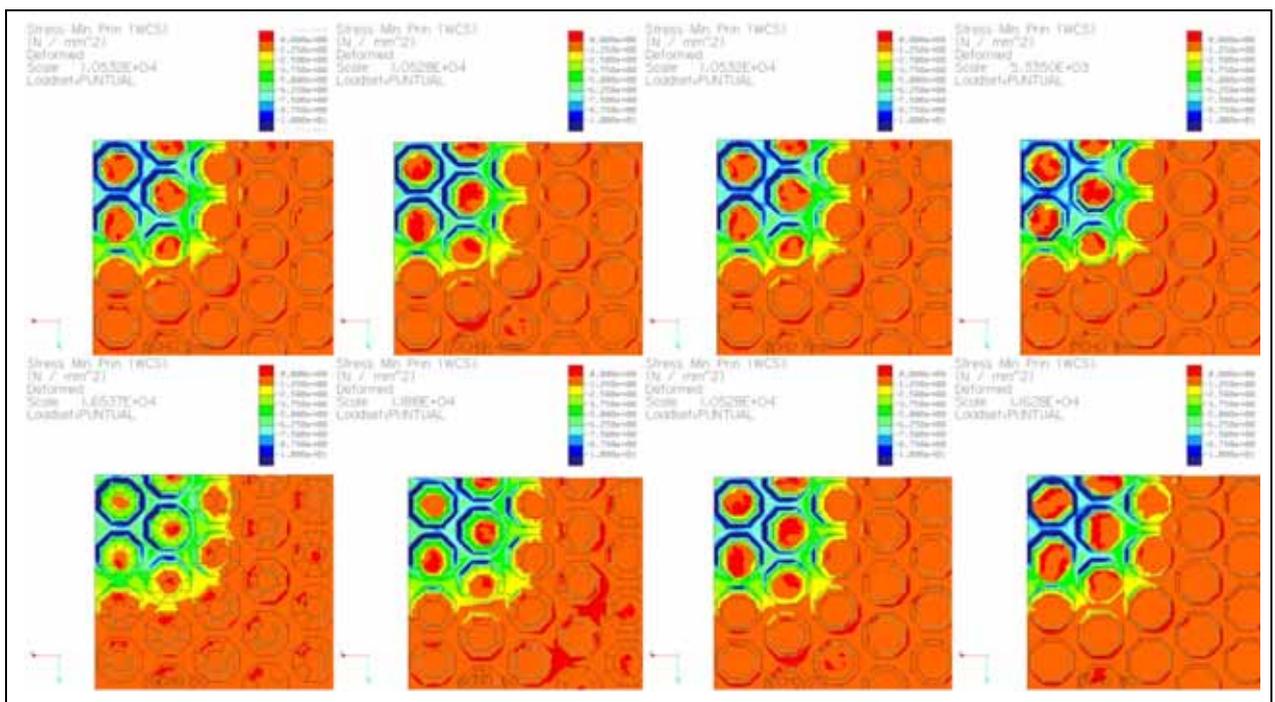


Figura 4.43–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo PUNTUAL para OCHO

En lo relativo a la distribución general de tensiones, se aprecia como la mayor parte de la actividad tiene lugar justo en la zona donde es aplicada la carga, como resulta lógico para un sólido rígido. A medida que la distancia al foco de tensión es mayor, los esfuerzos se disipan llegando a anularse a unos 75mm a la redonda. Cabe destacar que el modelo UNO, como ya denotaban los valores máximos, es el menos tensionado, concentrando menos compresión en la superficie externa del relieve que el resto de teselaciones. Por el contrario, los modelos TRES, CUATRO y SEIS, acumulan gran cantidad de esta tensión, no sólo en la superficie externa, sino también en la pared del

relieve. Esto puede ser debido a su alto grado de compactación (estas teselaciones son las que ofrecen regularidad), lo cual limita el espacio de superficie que puede anular los esfuerzos. La siguiente figura muestra estos tres modelos para el extremo P=8mm:

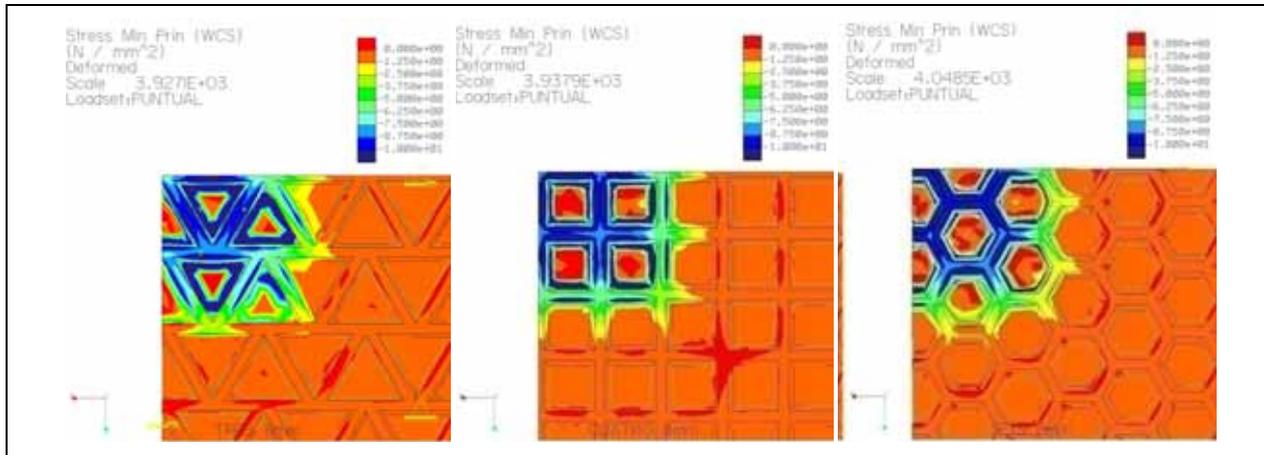


Figura 4.44–Variación σ_3 ensayo PUNTUAL para TRES(8mm), CUATRO(8mm) y SEIS(8mm)

4.4. ENSAYO FLEXION

El ensayo FLEXIÓN es el más crítico de los propuestos por esta tesis debido tanto a la naturaleza de las cargas como a la de los apoyos. Por un lado, el valor de la presión es mucho más elevado que en los ensayos anteriores y además se distribuye sobre una superficie muy estrecha (2mm de anchura), por lo que prácticamente la convierte en una carga lineal. Por otro lado, la pieza ya no se encuentra “quasi-empotrada” en el mortero, sino apoyada sobre dos soportes que dejan una luz de 180mm, lo cual es un valor alto si se compara con la longitud total de la pieza (200mm).

Como se citó en la descripción del ensayo, se han contemplado valores de carga de 5, 7.5, 10, 12.5 y 15 MPa. Tras un análisis inicial de los resultados, y teniendo en cuenta que soportando una tensión de 7.5MPa sin quebrantar la ley de Rankine la pieza convencional alcanzaría una resistencia a flexión aproximada de $R=40.5$ MPa mayor que el límite fijado por la norma EN ISO 10545 (35MPa), se han incorporado a este análisis en detalle sólo los valores obtenidos para esta carga de 7.5MPa.

Por otra parte, es importante recordar que, tal y como se citó en el apartado “MATERIALES Y MÉTODOS”, para el caso del ensayo a flexión se incluyen también los resultados obtenidos para los modelos equivalentes BASEM y CEROM, a fin de evaluar la conveniencia del uso del llamado “espesor medio e_m ” (ecuación 14) en la formulación estipulada por la norma EN ISO 10545-4 para el cálculo de la resistencia a flexión R (ecuación 1).

4.4.1. Interpretación de los resultados en el ensayo de flexión

Antes de comentar los valores más significativos de las tensiones principales, es necesario hacer constar que estos valores no se han obtenido del programa de cálculo de forma inmediata. El software encontraba los valores críticos de tensiones en las áreas definidas para el apoyo, lo cual no representa el caso real, en el cual, el revestimiento de caucho de los rodillos de soporte amortigua la mayor parte de este esfuerzo. Por tanto, para considerar los valores reales de tensión máxima, se

obviaron los resultados volcados por el programa y se realizó un análisis directo de los gráficos tridimensionales de isotensiones en la sección de rotura, la cual debe ser, a priori, la más afectada.

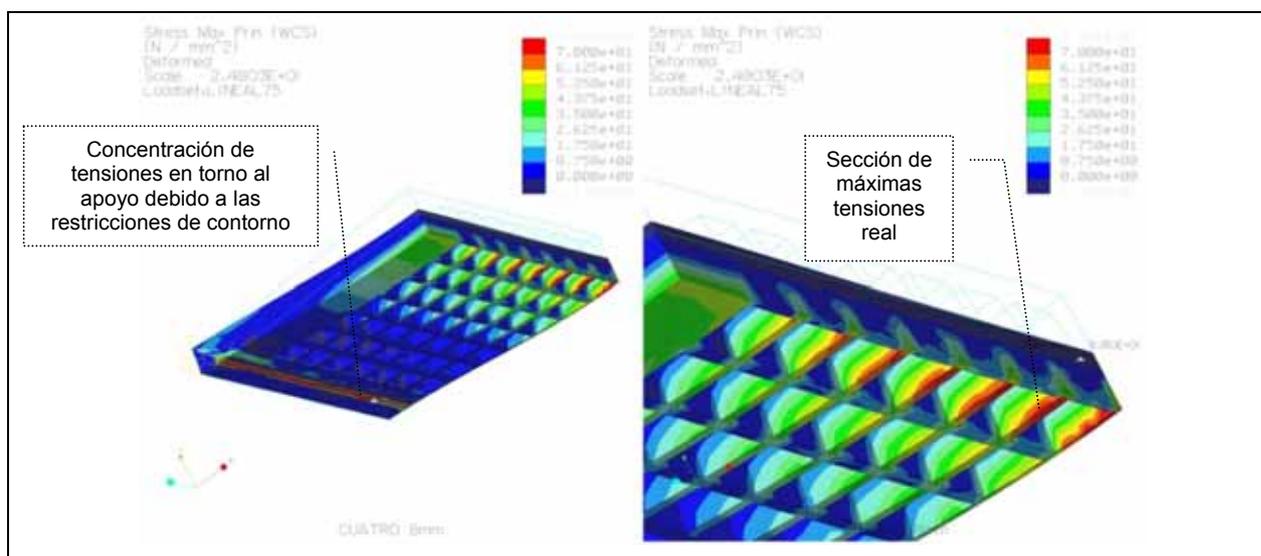


Figura 4.45–Interpretación de los resultados en el ensayo FLEXIÓN

4.4.2. Tensión máxima principal

- **Valores máximos**

Tanto para las versiones en P como en β , la tendencia de σ_1 es creciente, si bien es cierto que SIETE presenta valores anormalmente altos en todos los casos, y CINCO experimenta una ligera caída del esfuerzo en el paso de $P=6\text{mm}$ a $P=8\text{mm}$, y también entre $\beta=70^\circ$ y $\beta=80^\circ$. Se puede afirmar, por tanto, que a mayor profundidad de relieve, como a mayor ángulo de pared, las tensiones aumentan. Estos resultados son coherentes con la teoría clásica del medio continuo, ya que en el ensayo de flexión a tres puntos como el modelado en esta tesis, las dimensiones de la sección transversal es el parámetro de diseño más relevante, y tanto el aumento de P como el de β reducen estas dimensiones.

	BASE	CERO	BASEM	CEROM	UNO	TRES	CUATRO	CINCO	SEIS	SIETE	OCHO	
P	2	27.80	46.96	32.25	47.07	64.38	52.31	53.69	90.09	49.16	76.74	55.36
	4	27.80	46.96	38.77	54.92	86.17	82.54	71.74	124.50	71.29	145.60	72.71
	6	27.80	46.96	42.87	62.08	119.20	107.60	86.60	134.10	86.61	200.00	98.25
	8	27.80	46.96	48.69	75.49	111.80	119.70	88.73	111.50	92.86	230.05	101.40
β	50	27.80	46.96	32.25	49.53	77.09	66.27	50.61	60.07	69.15	114.50	60.73
	60	27.80	46.96	38.77	53.60	85.83	76.61	59.43	100.40	72.03	120.80	66.41
	70	27.80	46.96	38.77	54.92	86.17	82.54	71.74	124.50	71.29	145.60	72.71
	80	27.80	46.96	41.10	54.85	104.90	89.89	73.76	116.40	77.92	268.20	76.55

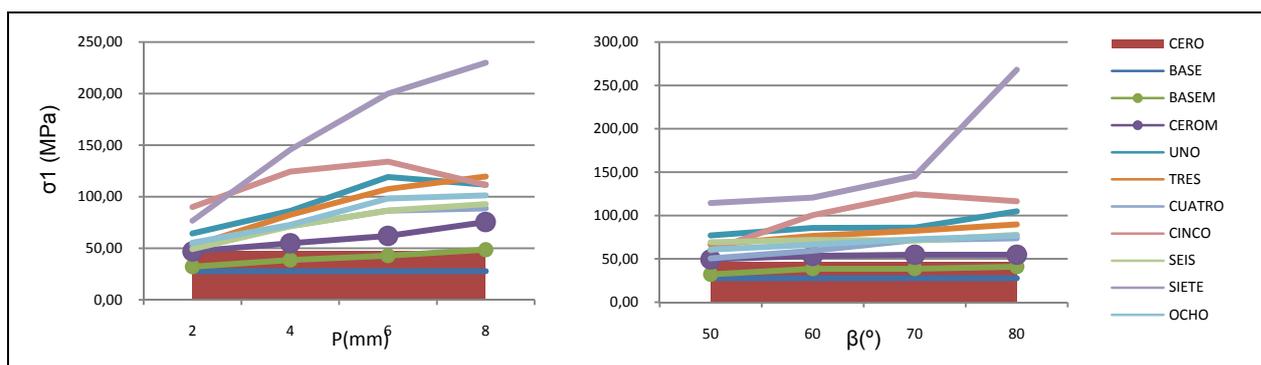


Tabla 4.11–Valores máximos de σ_1 para el ensayo FLEXIÓN (MPa)

Cuantitativamente, para las versiones en P, la tensión varía entre 49.16 y 230.05 MPa correspondientes a SEIS(2mm) y a SIETE(8mm). Para las versiones en β , la variación se da entre 50.61 y 268.20 MPa de CUATRO(50°) y SIETE(80°).

Es vital mencionar que el criterio de Rankine no se cumple para ninguno de los modelos cuando $P > 4\text{mm}$ y/o $\beta > 70$. De acuerdo con ello, todas estas versiones serían inadmisibles desde el punto de vista de la estabilidad estructural (colapsarían). Sin embargo, debido a la elección “orientativa” del límite de tracción ($\sigma_{\text{max_tracción}} = 70\text{MPa}$ ha sido escogido en base a la bibliografía), y la propiedad de linealidad (ecuación 2), se puede continuar investigando sobre el comportamiento de los modelos bajo la carga de 7.5 MPa para obtener conclusiones relativas (es decir, comparativas) que sean válidas ante cualquier elección del límite de rotura, especialmente cuando la elección esté basada en ensayos normalizados del material real, usado en el producto real.

De hecho, comparando los modelos teselados con el modelo CERO, los valores de las versiones con relieve son sistemáticamente superiores tanto para las versiones en P como para las versiones en β . Sin embargo, la tendencia de CEROM es similar a la de los modelos teselados, especialmente si se ignoran los valores anormalmente altos de los modelos CINCO y SIETE. Por tanto, es posible establecer una relación numérica potencialmente lineal.

- **Definición del espesor equivalente para el cálculo de la resistencia a flexión R**

Para hallar esta relación, primero se transformó el eje x de correlación de valores de P y β (mm y °) a valores de espesor medio e_m (mm), según la ecuación 14 ya presentada en el capítulo de “MATERIALES Y MÉTODOS”:

$$e_m = \frac{V_{\text{pieza_teselada}}}{\text{formato}}$$

Puesto que el volumen de las piezas teseladas y el formato son datos disponibles, los valores de e_m (globales) correspondientes son los reflejados en la siguiente tabla:

VERSION		ESPESOR MEDIO e_m (mm)
P	2	9.22
	4	8.46
	6	7.70
	8	6.93
β	50	8.92
	60	8.67
	70	8.46
	80	8.27

Tabla 4.12–Transformación del eje x de correlación, de valores de P y β a espesor medio e_m (mm)

A continuación, se construyó un gráfico de dispersión con los resultados de las tensiones σ_1 tanto para el conjunto de los modelos, como para la referencia CEROM, y se calcularon, por mínimos cuadrados, las tendencias lineales:

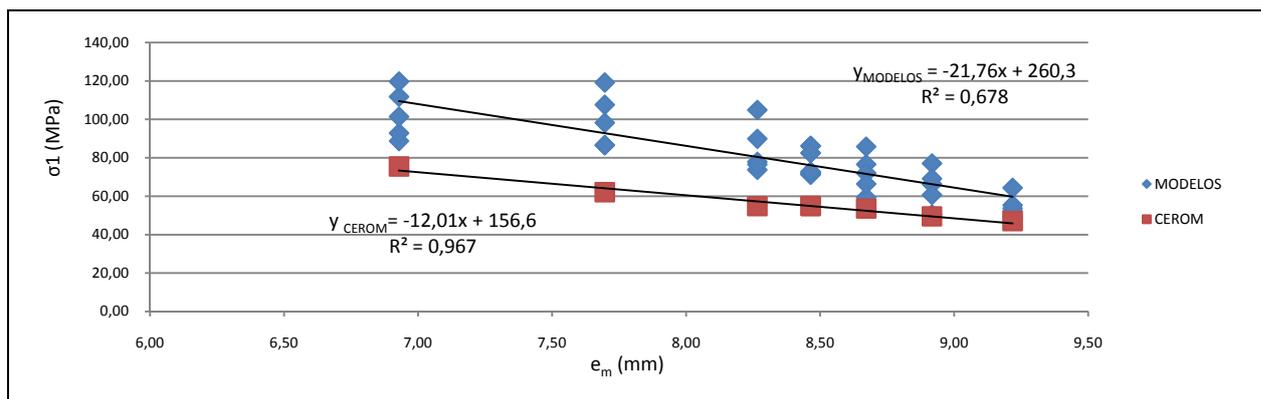


Figura 4.46–Tendencias lineales de los valores medios de σ_1 para el ensayo de FLEXIÓN respecto del espesor medio e_m

Se observa que tanto los valores de los modelos, como los valores de CEROM, se pueden ajustar a una tendencia lineal calculada por mínimos cuadrados ya que el coeficiente de correlación R^2 adquiere valores próximos a 1, en particular, 0.678 y 0.967 respectivamente (obviamente, en la tendencia de los modelos la dispersión es mayor, pero aún así aceptable).

Teniendo en cuenta la expresión matemática de estas tendencias, se puede establecer una ecuación en la que la incógnita sea el “espesor normalizado e_n ,” que correspondería a un modelo de baldosa tradicional (en el caso de la tesis el modelo CERO o CEROM), con la misma respuesta a flexión que los modelos teselados, pero menor masa. Puesto que el valor de e_m es conocido, la ecuación quedaría como sigue:

$$-12.01e_n + 156.6 = -21.76e_m + 260.3$$

Y por tanto e_n quedaría fijado así:

$$e_n = \frac{-21.76e_m + 260.3 - 156.6}{-12.01};$$

$$e_n = 1.81e_m - 8.63$$

Ecuación 15: Espesor normalizado para tracción

Para tener un orden de magnitud realista, para los e_m considerados en la tesis, los e_n serían:

	VERSON	e_m (mm)	e_n (mm)	Ratio e_n/e_m (%)
P	2	9.22	8.07	88%
	4	8.46	6.70	79%
	6	7.70	5.31	69%
	8	6.93	3.92	57%
β	50	8.92	7.52	84%
	60	8.67	7.08	82%
	70	8.46	6.70	79%
	80	8.27	6.34	77%

Tabla 4.13–Comparación entre el espesor medio e_m y el espesor normalizado e_n propuesto por la tesis para el caso de σ_1 (mm)

Atendiendo al Ratio e_n/e_m , se observa la fuerte bajada de los porcentajes a partir de $P \geq 6$ mm, lo que una vez más apunta a que profundidades de relieve en torno a 8 mm no son aceptables. Por otro lado, se observa que e_n es muy similar al espesor mínimo para profundidades pequeñas. Consecuentemente, el uso alternativo que propone la norma consistente en considerar el parámetro h

igual al espesor mínimo es adecuado, siempre y cuando el relieve no sea demasiado pronunciado (lo cual, por otro lado, también es citado en la propia norma).

En resumen, excluyendo la opción de relieves demasiado profundos, la reducción del espesor varía entre un 12% y un 31%. Es decir, para los modelos considerados, el e_n que podría ser usado en la norma EN ISO 10545-4 en sustitución de h en la ecuación 1 del cálculo de la resistencia a flexión R debería calcularse como el e_m reducido entre un 12% y un 31%. Esto, obviamente, supone el incremento de la propia R , sin embargo, puesto que la baldosa tendría una sección media menor que la tradicional, la fuerza de rotura F que soportaría hasta quebrar también sería menor, y por tanto se puede concluir que al final de proceso, la resistencia será muy similar en cualquier caso.

Considerando carga=7.5 MPa, se pueden calcular, como en los ensayos anteriores, las cargas que provocarían la ruptura de los diferentes modelos. La siguiente tabla muestra el resultado de este cálculo:

	BASE	CERO	BASEM	CEROM	UNO	TRES	CUATRO	CINCO	SEIS	SIETE	OCHO	
p	2	18.88	11.18	16.28	11.15	8.15	10.04	9.78	5.83	10.68	6.84	9.48
	4	18.88	11.18	13.54	9.56	6.09	6.36	7.32	4.22	7.36	3.61	7.22
	6	18.88	11.18	12.25	8.46	4.40	4.88	6.06	3.91	6.06	2.63	5.34
	8	18.88	11.18	10.78	6.95	4.70	4.39	5.92	4.71	5.65	2.28	5.18
β	50	18.88	11.18	16.28	10.60	6.81	7.92	10.37	8.74	7.59	4.59	8.64
	60	18.88	11.18	13.54	9.79	6.12	6.85	8.83	5.23	7.29	4.35	7.91
	70	18.88	11.18	13.54	9.56	6.09	6.36	7.32	4.22	7.36	3.61	7.22
	80	18.88	11.18	12.77	9.57	5.00	5.84	7.12	4.51	6.74	1.96	6.86

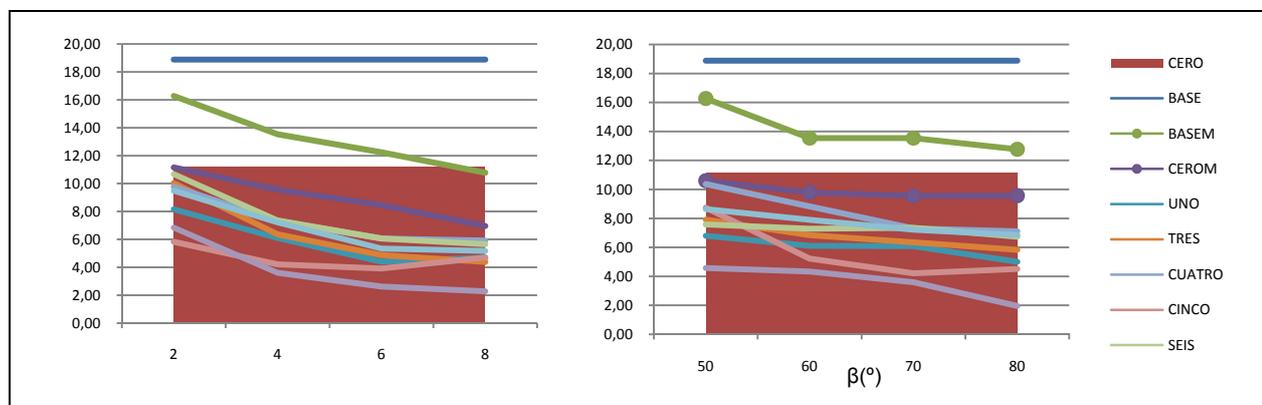


Tabla 4.14–Valores de carga_{ruptura} asociados a tracción para el ensayo FLEXION (MPa)

Para este ensayo, el valor medio de la tensión que forzaría la ruptura de las piezas por tracción adquiere un valor alrededor de 7 MPa. Como se observa, a medida que aumenta tanto P como β , y por tanto la sección eficiente a flexión de las piezas teseladas disminuye, la fuerza de rotura decrece con respecto a la ofrecida por el producto tradicional CERO, llegando a ser incluso un 75% inferior para el caso extremo de SIETE(8mm).

Ahora se puede calcular la fuerza de rotura a tracción $F_{rotura_tracción}$ como:

$$F_{rotura_tracción} = \sigma_{ruptura_tracción} \times A$$

Ecuación 16: Fuerza de rotura a tracción en el ensayo de flexión

Siendo A el área sobre la que se aplicó la carga de flexión, esto es, $200 \times 2 = 400 \text{ mm}^2$.

La siguiente tabla muestra el resultado de la ecuación anterior aplicada sobre los modelos:

	BASE	CERO	BASEM	CEROM	UNO	TRES	CUATRO	CINCO	SEIS	SIETE	OCHO	
p	2	7553.96	4471.89	6511.63	4461.44	3261.88	4014.53	3911.34	2331.00	4271.77	2736.51	3793.35
	4	7553.96	4471.89	5416.56	3823.74	2437.04	2544.22	2927.24	1686.75	2945.71	1442.31	2888.19
	6	7553.96	4471.89	4898.53	3382.73	1761.74	1951.67	2424.94	1566.00	2424.66	1050.00	2137.40
	8	7553.96	4471.89	4313.00	2781.83	1878.35	1754.39	2366.73	1883.41	2261.47	912.85	2071.01
β	50	7553.96	4471.89	6511.63	4239.85	2724.09	3168.85	4149.38	3495.92	3036.88	1834.06	3457.93
	60	7553.96	4471.89	5416.56	3917.91	2446.70	2741.16	3533.57	2091.63	2915.45	1738.41	3162.17
	70	7553.96	4471.89	5416.56	3823.74	2437.04	2544.22	2927.24	1686.75	2945.71	1442.31	2888.19
	80	7553.96	4471.89	5109.49	3828.62	2001.91	2336.19	2847.07	1804.12	2695.07	783.00	2743.31

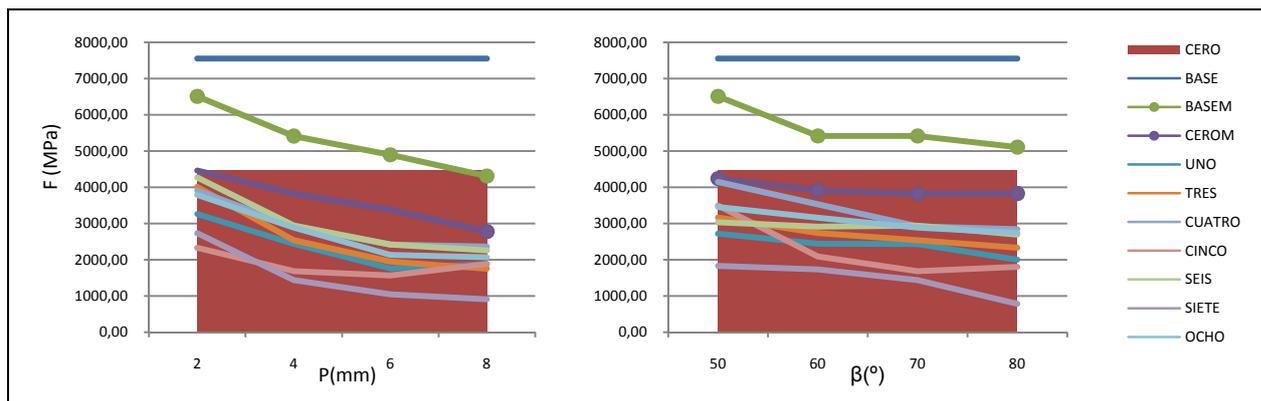


Tabla 4.15–Valores de F_{rotura} asociados a tracción para el ensayo FLEXIÓN (N)

Finalmente, aplicando la ecuación 1 para el cálculo de la resistencia a flexión R , considerando la $F_{rotura_tracción}$ ya obtenida y el espesor normalizado e_n en lugar del parámetro h , se obtienen los siguientes valores:

	e_n (mm)	BASE	CERO	BASEM	CEROM	UNO	TRES	CUATRO	CINCO	SEIS	SIETE	OCHO	
p	2	8.05	101.98	60.37	135.50	92.84	67.88	83.54	81.39	48.51	88.89	56.95	78.94
	4	6.69	101.98	60.37	163.36	115.32	73.50	76.73	88.28	50.87	88.84	43.50	87.11
	6	5.30	101.98	60.37	235.36	162.53	84.65	93.77	116.51	75.24	116.50	50.45	102.70
	8	3.91	101.98	60.37	380.67	245.53	165.79	154.85	208.89	166.23	199.60	80.57	182.79
β	50	7.51	101.98	60.37	155.88	101.50	65.21	75.86	99.33	83.69	72.70	43.90	82.78
	60	7.07	101.98	60.37	146.48	105.95	66.17	74.13	95.56	56.56	78.84	47.01	85.51
	70	6.69	101.98	60.37	163.36	115.32	73.50	76.73	88.28	50.87	88.84	43.50	87.11
	80	6.33	101.98	60.37	172.12	128.97	67.44	78.70	95.90	60.77	90.78	26.38	92.41

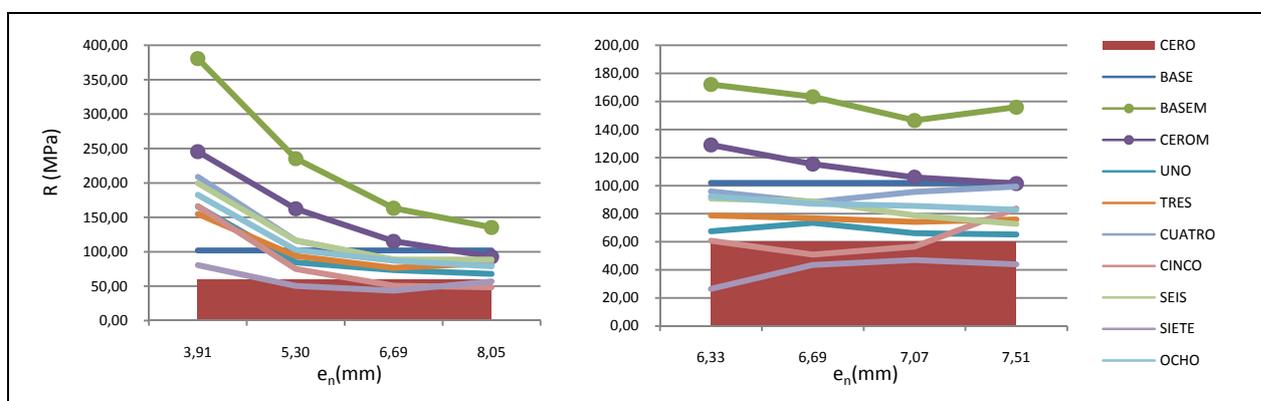


Tabla 4.16–Valores de resistencia a flexión R asociados a tracción en relación al espesor normalizado e_n (MPa)

Tal y como se apuntaba con anterioridad, se observa que R presenta un valor similar para los modelos teselados en comparación con CEROM, lo cual confirma que la elección de e_n es correcta, siempre y cuando este espesor no sea demasiado reducido (se recomiendan valores mayores de 5 mm). El valor medio de R para los modelos propuestos en la tesis es de aproximadamente 75 MPa, lo cual es muy superior al valor mínimo reflejado en la norma de 35 MPa, sin embargo, este dato numérico está influido por no sólo por la geometría, sino por las propiedades mecánicas elegidas para los materiales (especialmente el módulo de elasticidad E y la $\sigma_{\max_tracción}$), por lo que no debe tomarse como una referencia en su valor absoluto. En cambio, el hecho de los modelos teselados sean en general un 44% más resistentes que el modelo tradicional sí es significativo (de nuevo, considerando sólo espesores normalizados mayores de 5 mm).

Para terminar, los valores de BASE y BASEM son aproximadamente un 300% inferiores, sin embargo, es novedad que los valores de BASEM también siguen, aunque a mayor distancia, la tendencia creciente de las tensiones tanto para las versiones en P como para las versiones en β . Esto se debe al cambio de las condiciones de contorno, puesto que como ya ha sido comentado, en el caso de la flexión, las condiciones de apoyo son las mismas para la BASE que para el resto de modelos.

- **Distribución de tensiones**

Para este ensayo se ha empleado una única escala con límites $\sigma_{\inf}=0$ MPa y $\sigma_{\sup}=70$ MPa. El límite superior se ha hecho coincidir con la tensión máxima a tracción que soporta el material, para poner de manifiesto, de una forma más visual, los puntos de falta de acuerdo con el criterio de Rankine. Además, en cada gráfico se indica el valor del esfuerzo máximo y su ubicación.

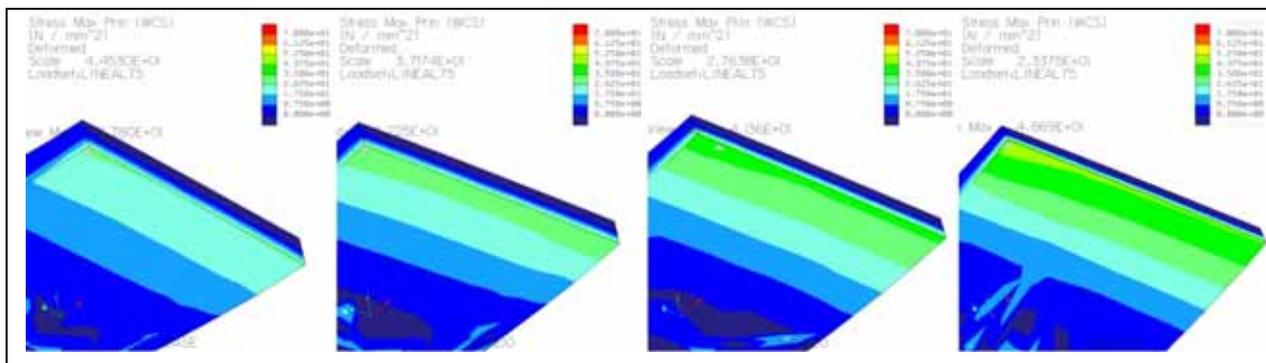


Figura 4.47–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo FLEXION para BASE

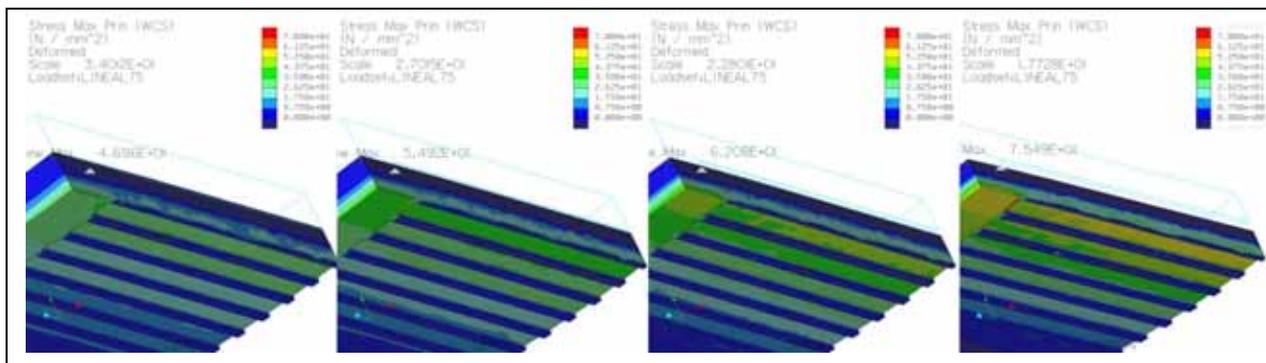


Figura 4.48–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo FLEXION para CERO

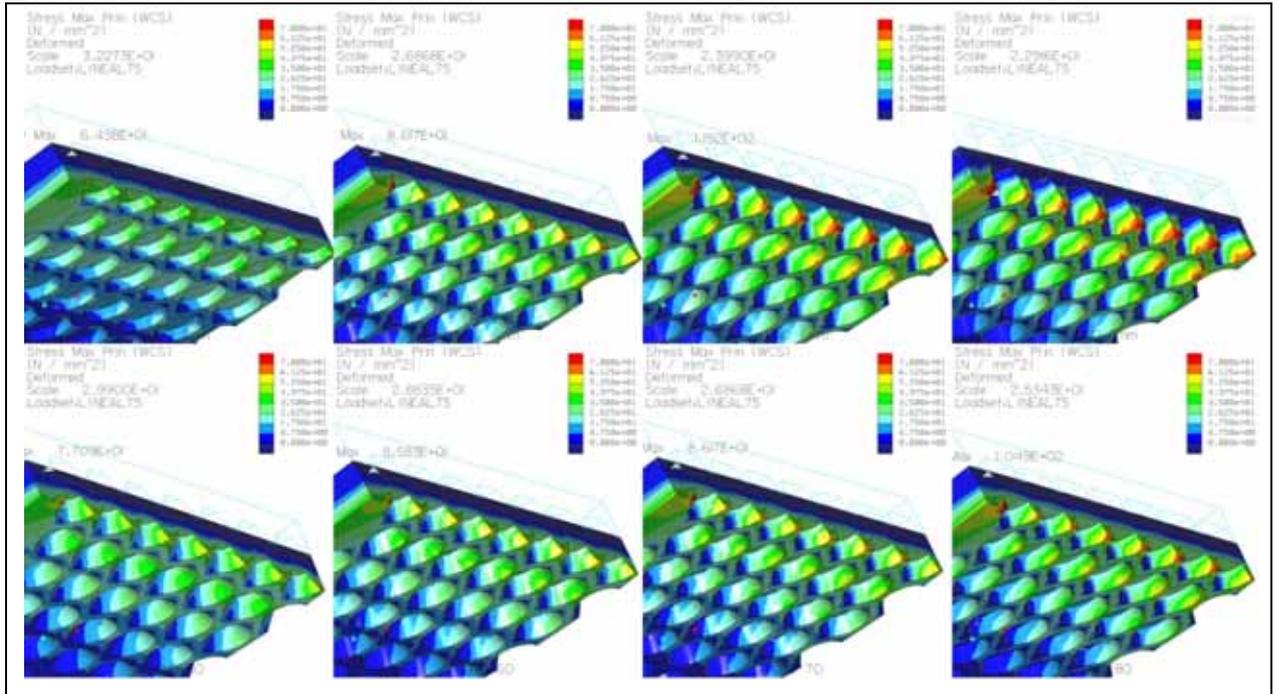


Figura 4.49–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo FLEXION para UNO

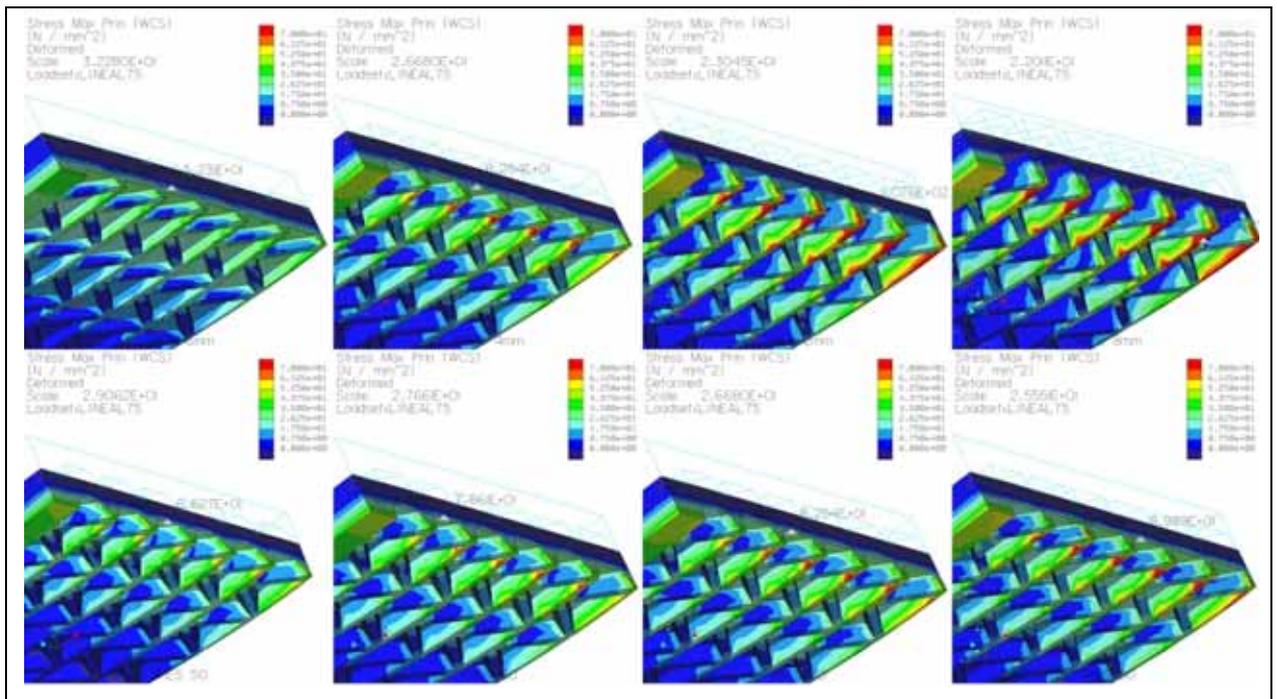


Figura 4.50–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo FLEXION para TRES

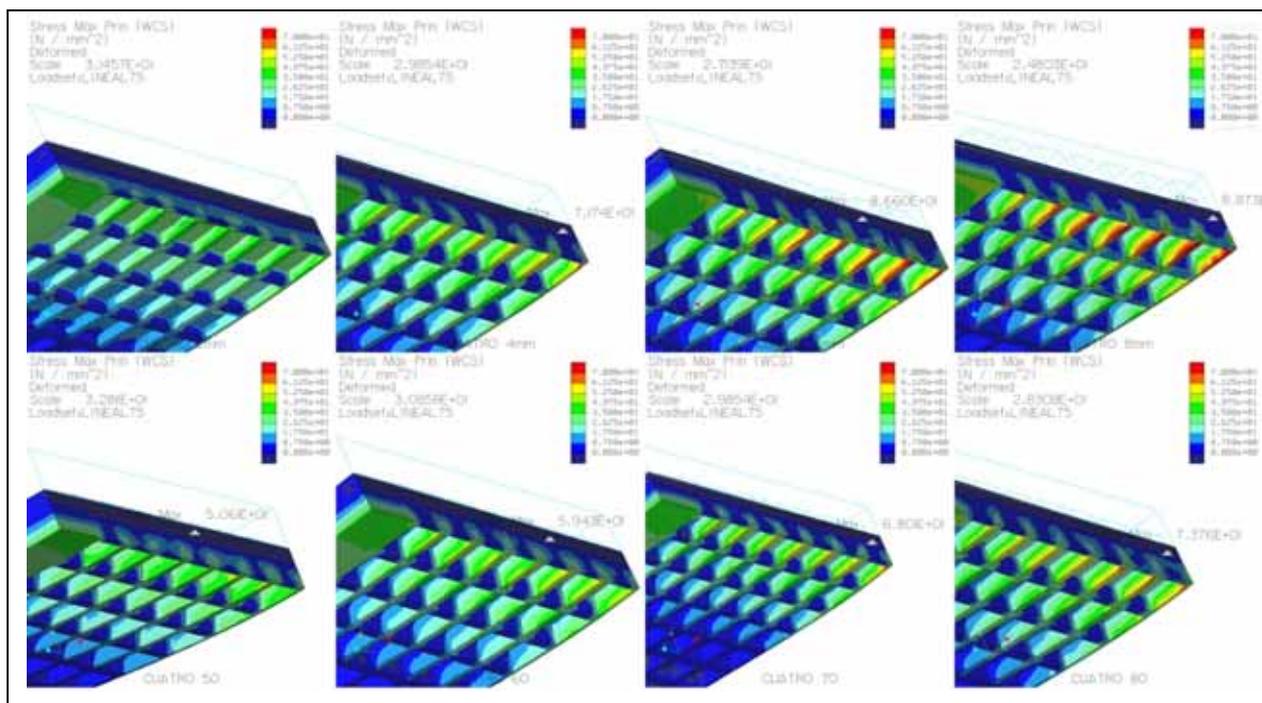


Figura 4.51–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo FLEXION para CUATRO

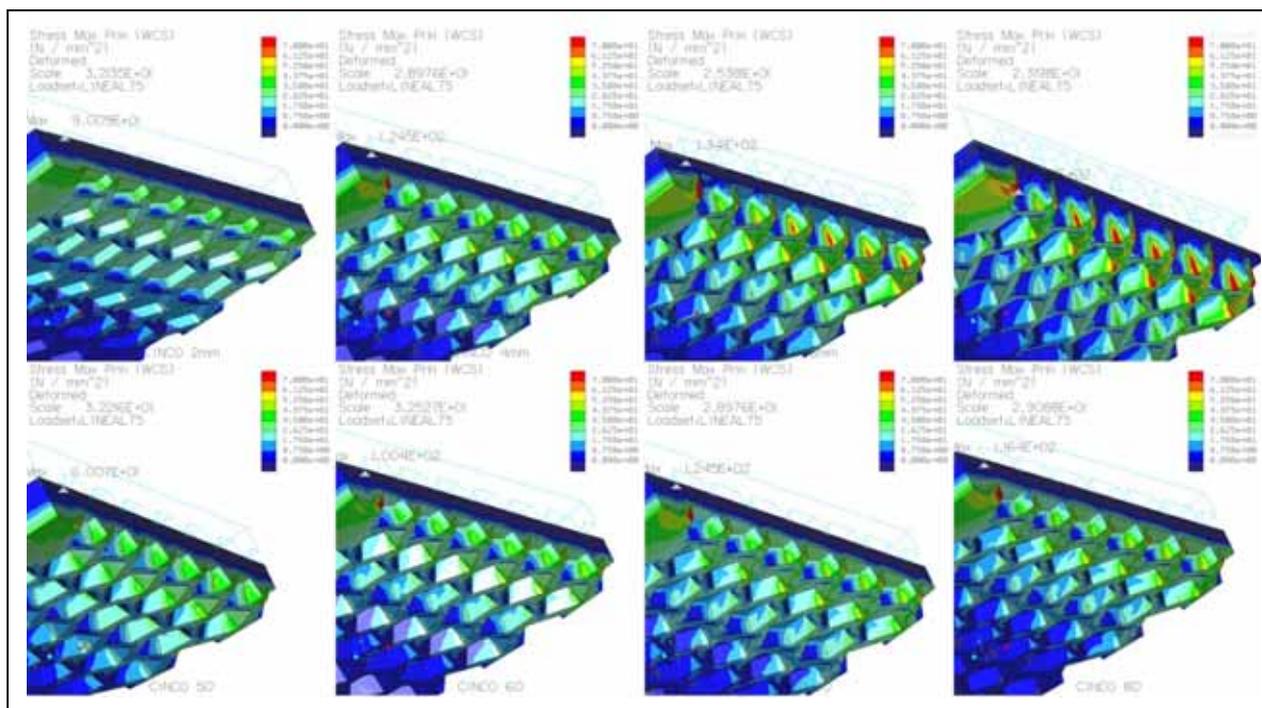


Figura 4.52–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo FLEXION para CINCO

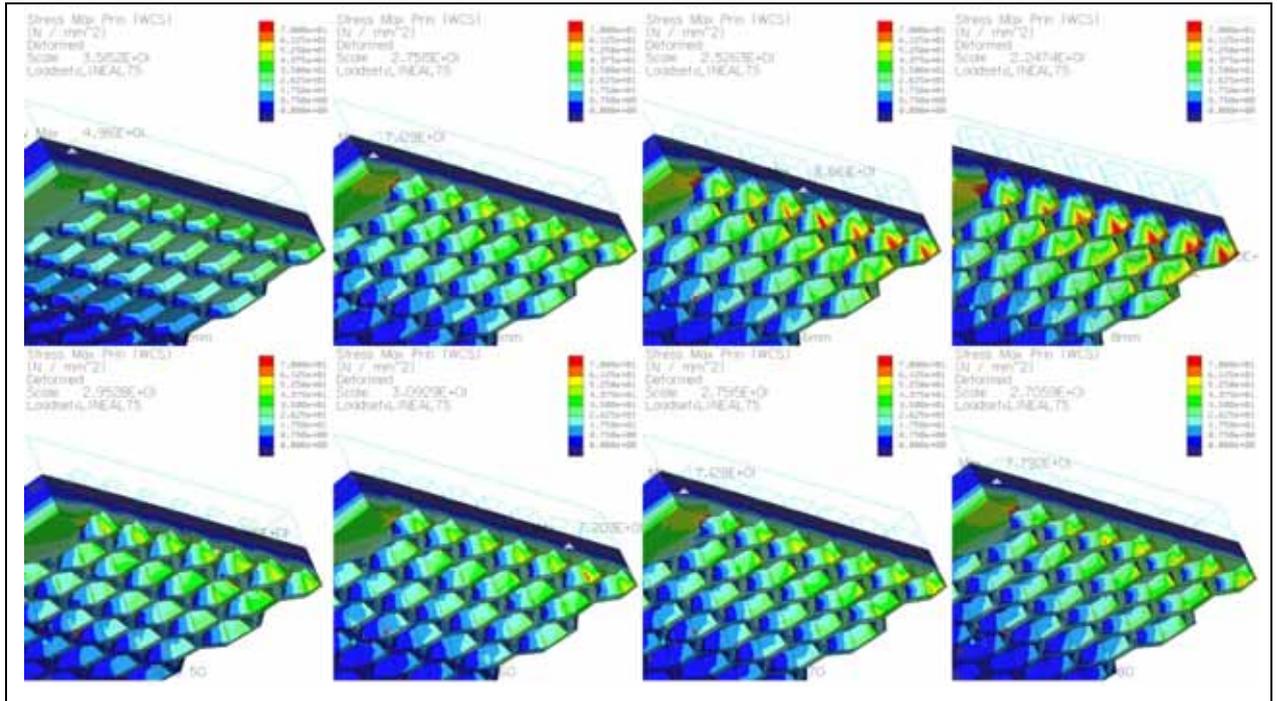


Figura 4.53–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo FLEXION para SEIS

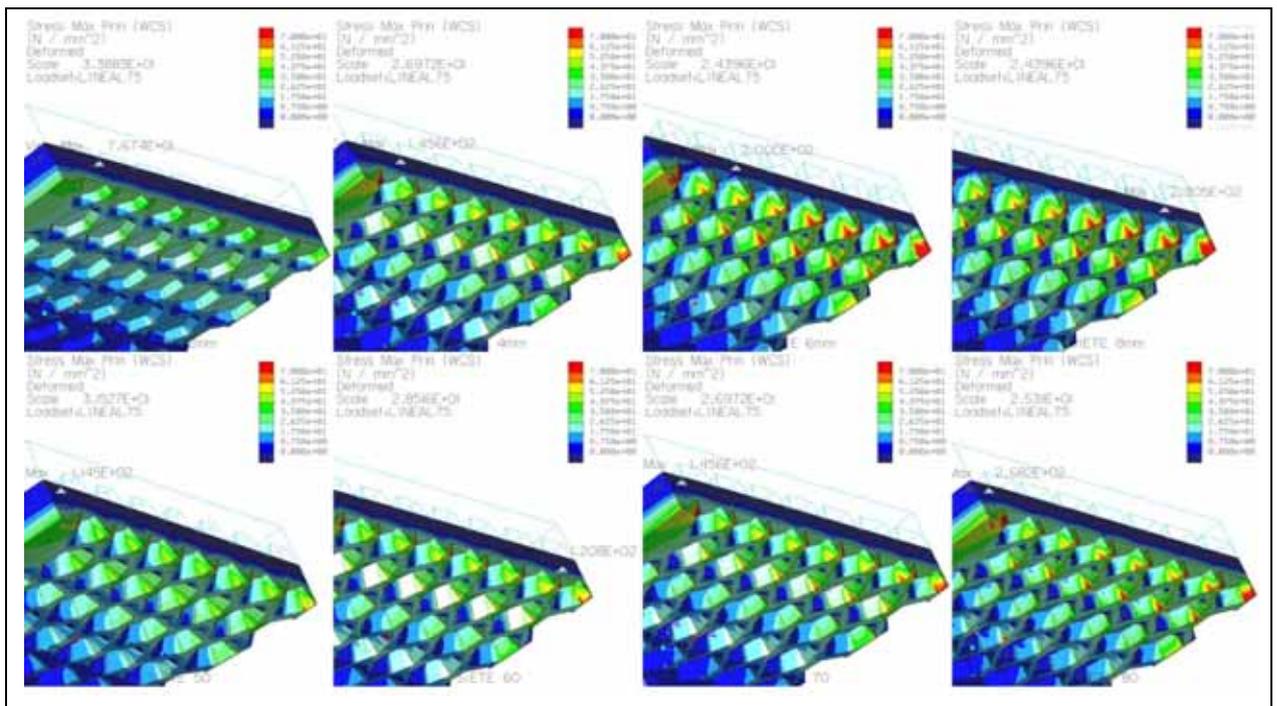


Figura 4.54–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo FLEXION para SIETE

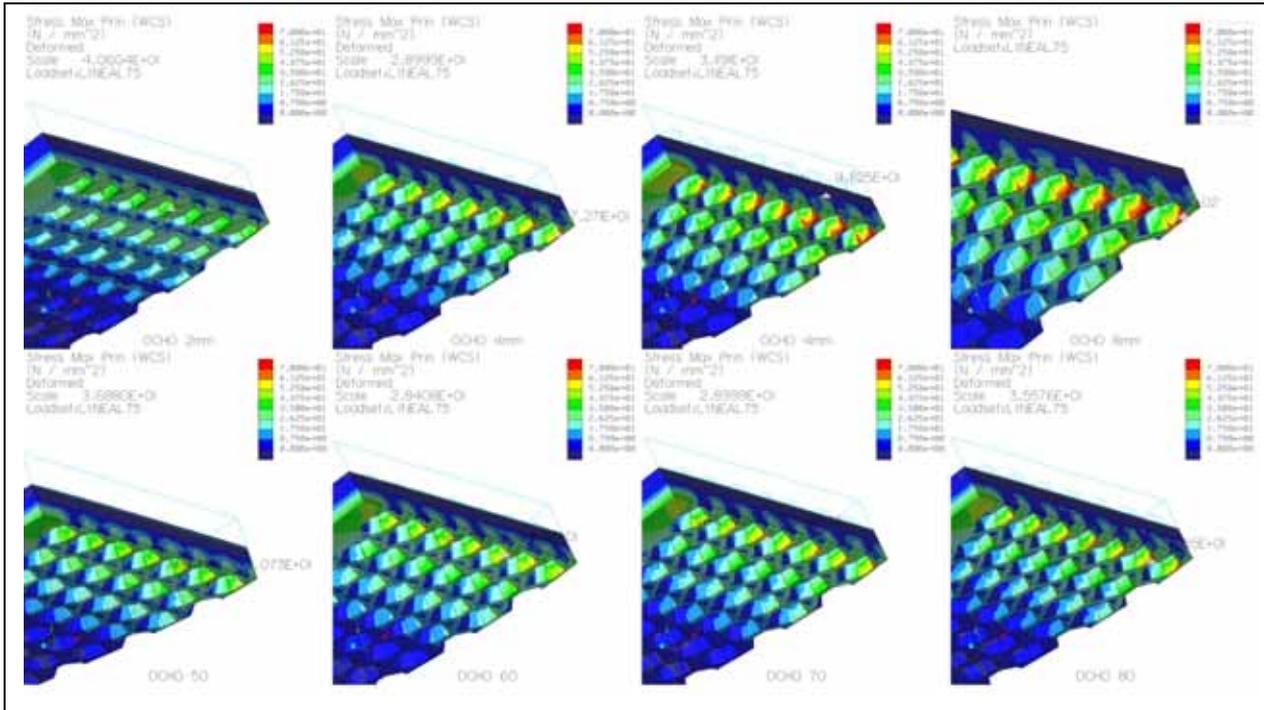


Figura 4.55–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo FLEXION para OCHO

Puesto que se trata de un ensayo de flexión sobre 3 puntos, las mayores fuerzas de tracción deben aparecer, según la teoría del sólido rígido, en la superficie opuesta a aquella en la que se aplica la carga, y bajo ésta. Los distintos gráficos de isotensiones verifican esta hipótesis, puesto que los valores más altos de σ_1 se dan sobre la superficie externa del relieve, en particular en la sección de carga (sección media). CUATRO, SEIS y OCHO son los modelos que mejor distribución presentan. En el caso de CUATRO y OCHO, esto se debe a la existencia de una pared del relieve justo en esta sección media de aplicación de la carga. Dicha sección actúa como un nervio en el sentido clásico: rigidiza la sección frente a la flexión y distribuye mejor los esfuerzos. En el caso de SEIS, la mejor distribución de tensiones es debe a la regularidad de la celda.

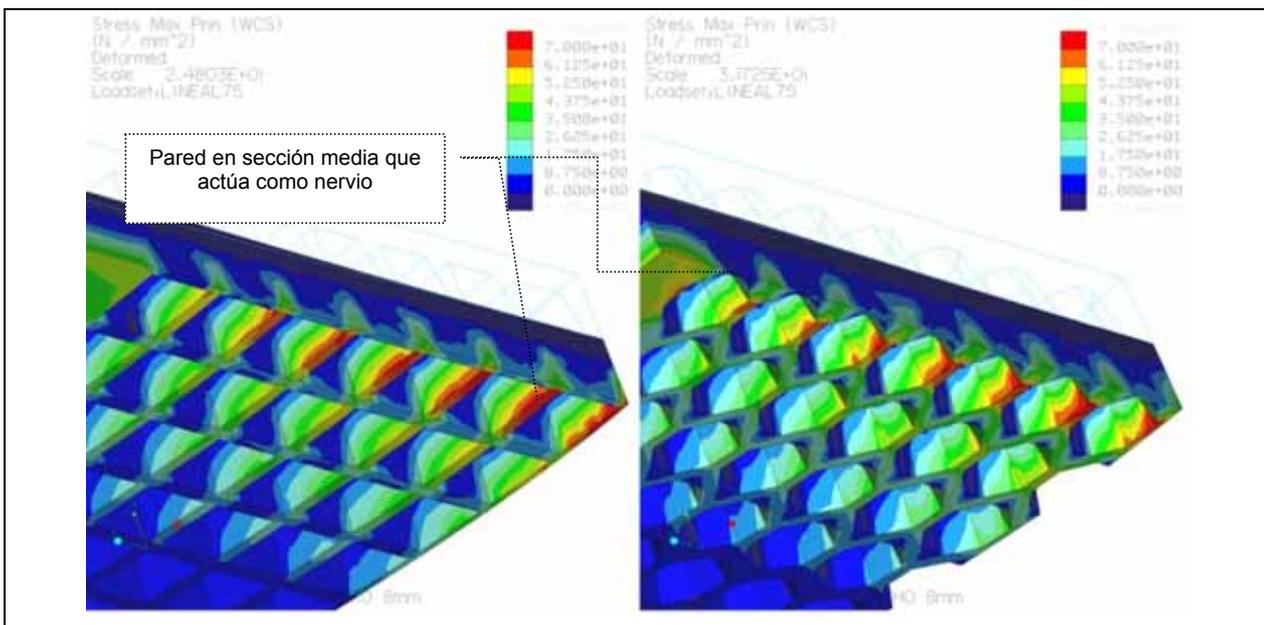


Figura 4.56–Pared de relieve en sección media actuando como nervio para CUATRO y SEIS

Un razonamiento similar puede explicar los altos y erráticos valores de CINCO y SIETE: por una parte, no gozan de esta pared en la sección media, por otro lado, no forman teselaciones uniformes y finalmente y más importante, la carga ha sido aplicada sobre su eje asimétrico. Este hecho pone de manifiesto la importancia del uso de formas simétricas en estructuras sólidas, ya que propician repartos de tensiones uniformes, y por ende más estables y predecibles.

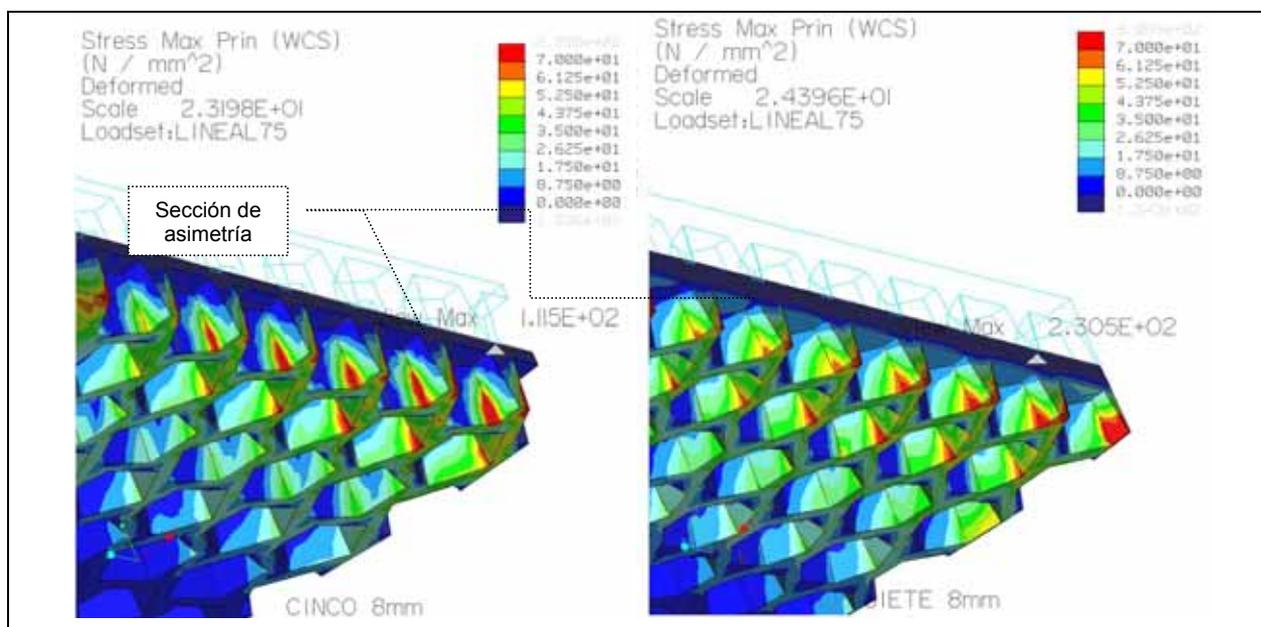


Figura 4.57–Eje de asimetría para CINCO y SIETE

4.4.3. Tensión mínima principal

• Valores máximos

La tendencia de σ_3 para el ensayo de flexión es decreciente tanto para las versiones en P como para las versiones en β , con valores, en este caso, muy ajustados entre los distintos modelos:

	BASE	CERO	BASEM	CEROM	UNO	TRES	CUATRO	CINCO	SEIS	SIETE	OCHO	
P	2	-34.26	-38.29	-39.63	-40.04	-42.36	-38.28	-40.32	-40.68	-39.73	-41.46	-38.25
	4	-34.26	-38.29	-42.81	-44.74	-47.03	-44.52	-41.37	-46.47	-45.91	-48.55	-41.44
	6	-34.26	-38.29	-50.01	-50.35	-50.92	-48.94	-44.32	-48.73	-48.37	-50.00	-43.47
	8	-34.26	-38.29	-54.88	-61.84	-57.31	-59.15	-46.28	-57.78	-56.60	-45.30	-45.30
β	50	-34.26	-38.29	-39.63	-41.83	-43.55	-41.82	-39.13	-42.18	-43.37	-44.03	-41.73
	60	-34.26	-38.29	-42.81	-43.41	-44.72	-42.99	-41.39	-42.84	-43.26	-45.97	-41.85
	70	-34.26	-38.29	-42.81	-44.74	-47.03	-44.52	-41.37	-46.47	-45.91	-48.55	-41.44
	80	-34.26	-38.29	-44.30	-46.98	-48.60	-45.67	-44.14	-45.38	-46.67	-50.50	-41.78

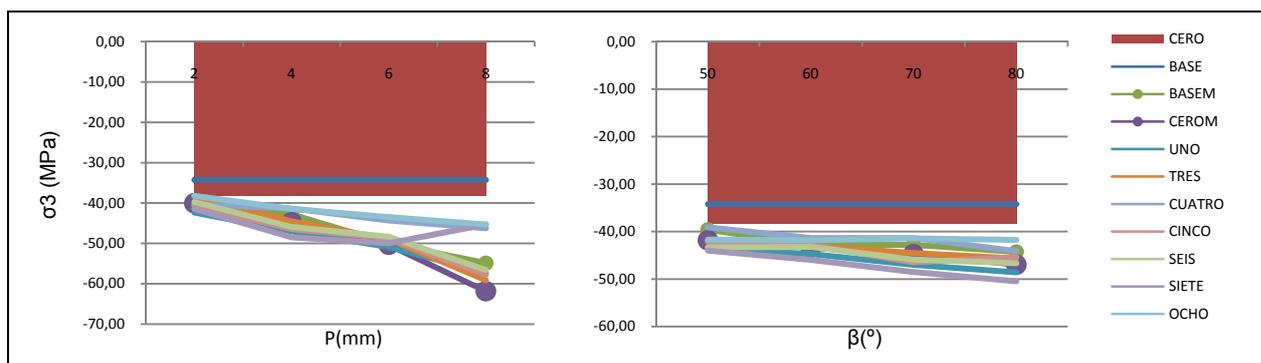


Tabla 4.17–Valores máximos de σ_3 para el ensayo FLEXION (MPa)

Para las variaciones de P, los valores de tensión mínima principal varían entre -59.15 y -38.28 MPa correspondientes a TRES(8mm) y TRES(2mm). Para las versiones en β, la compresión toma valores en el intervalo definido entre -50.50 y -39.13 MPa correspondiente a SIETE(80°) y CUATRO(50°). En todo caso, el rango de variación es tan pequeño, que se requiere de un análisis de las distribuciones para poder comparar a los distintos modelos entre sí.

En lo que se refiere a CERO, se ha procedido como en el caso de σ1, sabiendo de ante mano que la tendencia de CEROM se ajusta mucho más a los estos valores de compresión, como mostraba la tabla anterior. Es decir, se han calculado las tendencias lineales de la tensión σ3 para el conjunto de todos los modelos (en este caso no se ha excluido ninguno, por tener todos un comportamiento similar) y para CEROM respecto de e_m, como muestra la siguiente figura:

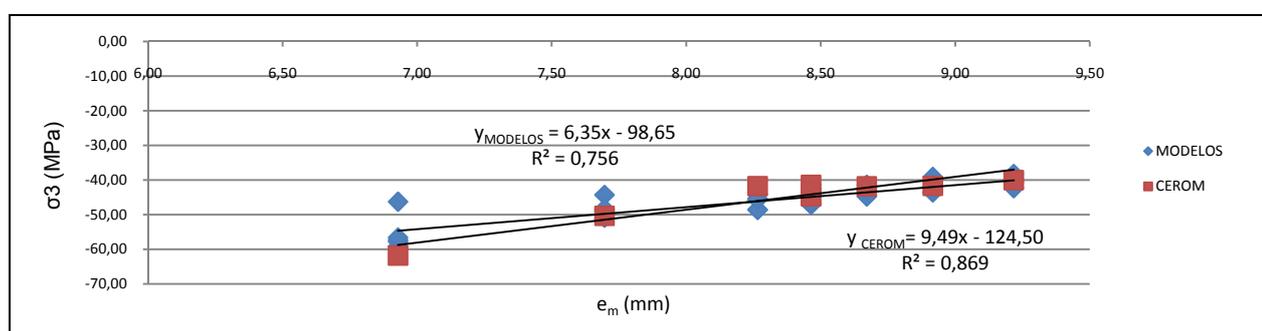


Figura 4.58–Tendencias lineales de los valores σ₃ para el ensayo FLEXIÓN respecto del espesor medio e_n

De nuevo los valores se pueden ajustar a una misma tendencia lineal calculada por mínimos cuadrados, ya que el coeficiente de correlación R² adquiere valores muy próximos a 1.

Teniendo en cuenta la expresión matemática de estas tendencias, se puede establecer una segunda ecuación para el espesor normalizado en e'_n función de e_m:

$$9.49e'_n - 124.5 = 6.35e_m - 98.65$$

Y por tanto e'_n quedaría fijado así:

$$e'_n = \frac{6.35e_m - 98.65 + 124.5}{9.49}$$

$$e'_n = 0.67e_m + 2.72$$

Ecuación 17: Espesor normalizado para compresión

Para tener un orden de magnitud realista, para los e_m considerados en la tesis, los e'_n quedarían como sigue:

VERSION	e _m (mm)	e' _n (mm)	Ratio e' _n /e _m
P	2	9.22	97%
	4	8.46	99%
	6	7.70	102%
	8	6.93	106%
α	50	8.92	98%
	60	8.67	98%
	70	8.46	99%
	80	8.27	100%

Tabla 4.18–Comparación entre el espesor medio e_m y el espesor normalizado e_n propuesto por la tesis para el caso de σ₃

Atendiendo al ratio, el e'_n que podría ser usado en la norma EN ISO 10545 en sustitución de h en la ecuación 1 debería calcularse como el e_m variado entre un -3% y un 6%. De modo que ambos espesores serían muy parecidos.

Esta similitud se puede observar en el análisis de los movimientos. Considerando el desplazamiento máximo en el eje y (flecha), se observa que el modelo CERO presenta menores desplazamientos, pero el modelo equivalente CEROM se ajusta (y mucho) a la media de los valores de los modelos teselados, como se muestra en la siguiente tabla:

	BASE	CERO	BASEM	CEROM	UNO	TRES	CUATRO	CINCO	SEIS	SIETE	OCHO	
p	2	0.23	0.30	0.27	0.32	0.31	0.38	0.32	0.31	0.29	0.30	0.25
	4	0.23	0.30	0.33	0.37	0.37	0.31	0.34	0.35	0.37	0.37	0.28
	6	0.23	0.30	0.38	0.44	0.42	0.37	0.37	0.40	0.40	0.41	0.32
	8	0.23	0.30	0.43	0.57	0.44	0.39	0.41	0.43	0.45	0.42	0.32
β	50	0.23	0.30	0.27	0.34	0.34	0.31	0.31	0.31	0.34	0.32	0.27
	60	0.23	0.30	0.33	0.36	0.35	0.30	0.33	0.31	0.33	0.35	0.29
	70	0.23	0.30	0.33	0.37	0.37	0.31	0.34	0.35	0.37	0.37	0.28
	80	0.23	0.30	0.36	0.39	0.40	0.33	0.36	0.36	0.37	0.40	0.28

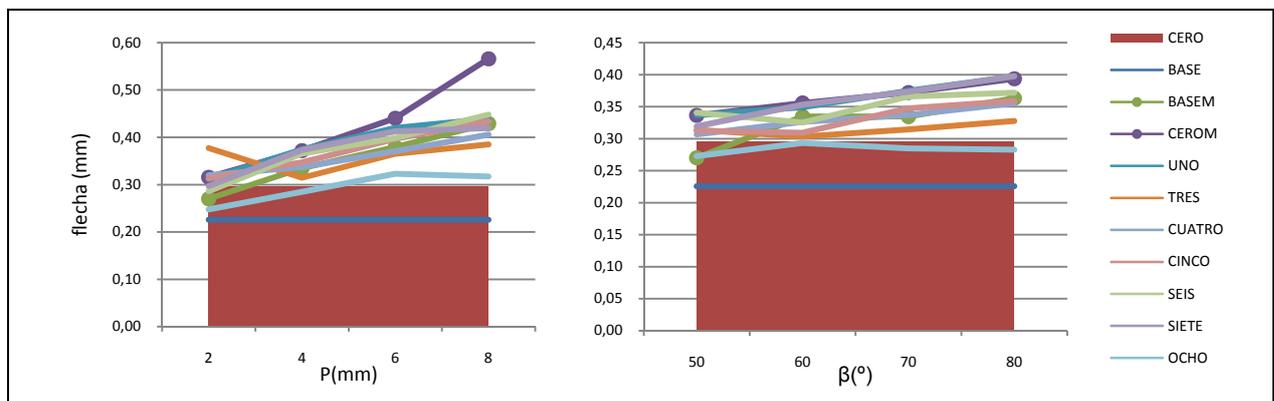


Tabla 4.19–Valores máximos de la flecha para el ensayo FLEXION (mm)

El buen ajuste se aprecia más fácilmente si se refieren los valores al espesor medio e_m :

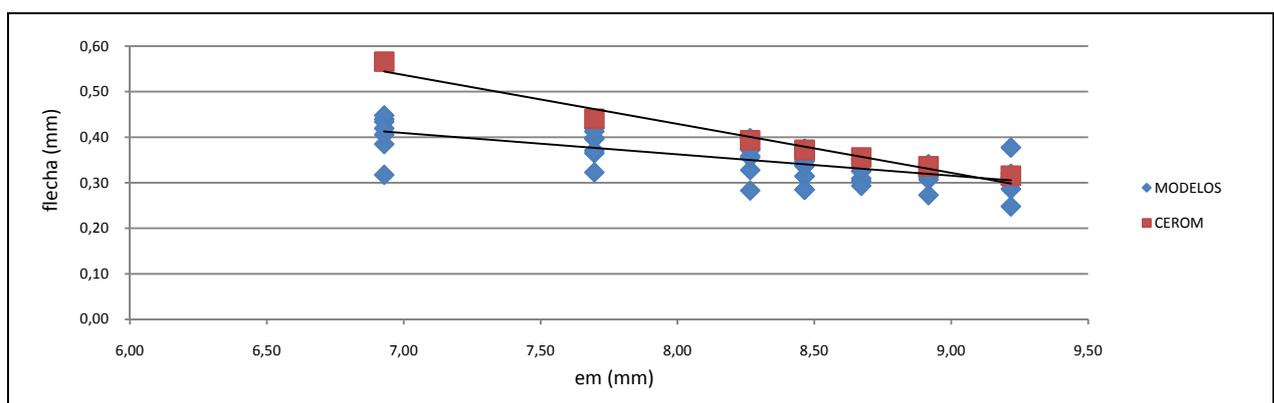


Figura 4.59–Tendencias lineales de los valores de flecha para el ensayo de FLEXIÓN respecto del espesor medio e_m

Por tanto, comparando las propuestas para e_n (ecuación 15) y e'_n (ecuación 17) y sus ratios orientativos respecto a e_m , podría considerarse únicamente la fórmula presentada para e_n , ya que se sitúa del lado más desfavorable, que es el de tracción.

En lo referente a la BASE, estos valores son algo inferiores en valor absoluto a los de los modelos (aproximadamente un 30%). Por contra, la serie de BASEM se ajusta a la tendencia general, debido de nuevo a la igualdad de condiciones de contorno con el resto de las versiones.

Finalmente, destaca que el criterio de Rankine se cumple en todos los casos, y por tanto ninguna de las piezas fallaría por compresión. Para que hubiera ruptura en estas condiciones, las cargas aplicadas deberían ser la expuestas en la tabla siguiente:

	BASE	CERO	BASEM	CEROM	UNO	TRES	CUATRO	CINCO	SEIS	SIETE	OCHO	
p	2	35.03	31.34	30.28	29.97	28.33	31.35	29.76	29.50	30.20	28.94	31.37
	4	35.03	31.34	28.03	26.82	25.52	26.95	29.01	25.82	26.14	24.72	28.96
	6	35.03	31.34	24.00	23.83	23.57	24.52	27.08	24.63	24.81	24.00	27.61
	8	35.03	31.34	21.87	19.40	20.94	20.29	25.93	20.77	21.20	26.49	26.49
β	50	35.03	31.34	30.28	28.69	27.55	28.69	30.67	28.45	27.67	27.25	28.76
	60	35.03	31.34	28.03	27.64	26.83	27.91	28.99	28.01	27.74	26.10	28.67
	70	35.03	31.34	28.03	26.82	25.52	26.95	29.01	25.82	26.14	24.72	28.96
	80	35.03	31.34	27.09	25.54	24.69	26.28	27.19	26.44	25.71	23.76	28.72

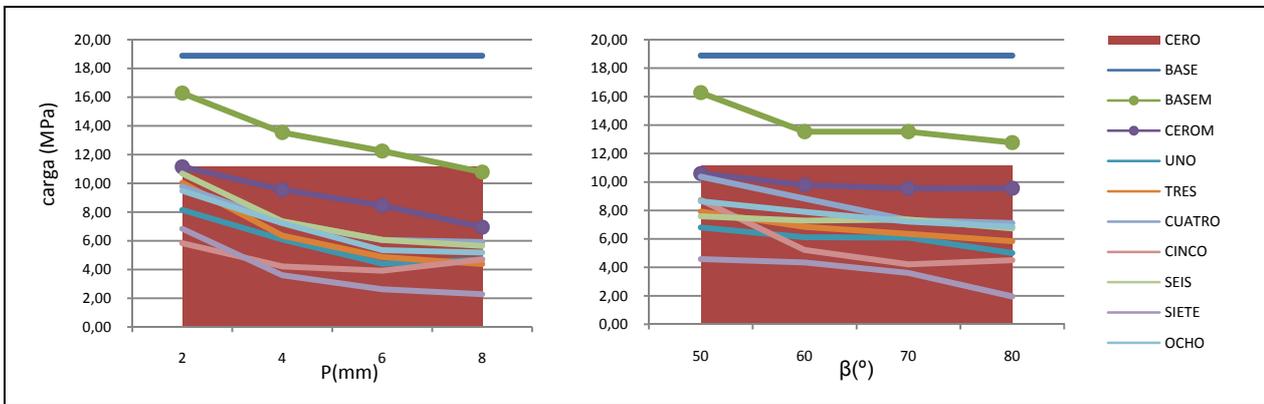


Tabla 4.20–Valores de carga_{ruptura} asociados a compresión para el ensayo FLEXION (MPa)

La media de estas tensiones (sin contar con los valores de BASE) es aproximadamente 67 MPa, casi 10 veces mayor que los 7 MPa de media hallados para la carga_{ruptura} asociada a tracción, lo que confirma que se emplee el espesor medio calculado en el caso de tracción, pues la ruptura es más probable en el caso de tensiles positivos. Tampoco es necesario calcular la carga de rotura y la resistencia a flexión para compresión, porque obviamente los valores para tracción son más críticos.

• **Distribución de tensiones**

Para este ensayo se empleó una única escala con límites $\sigma_{inf}=-40$ MPa y $\sigma_{sup}=0$ MPa.

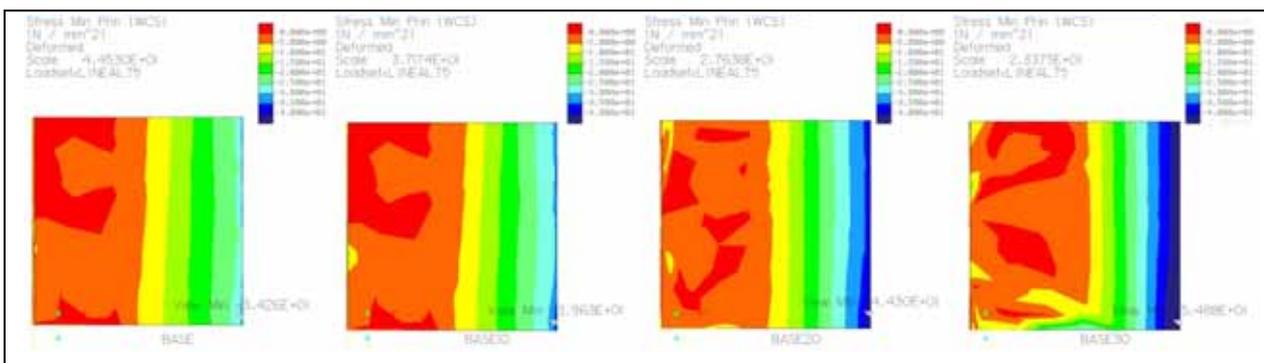


Figura 4.60–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo FLEXION para BASE

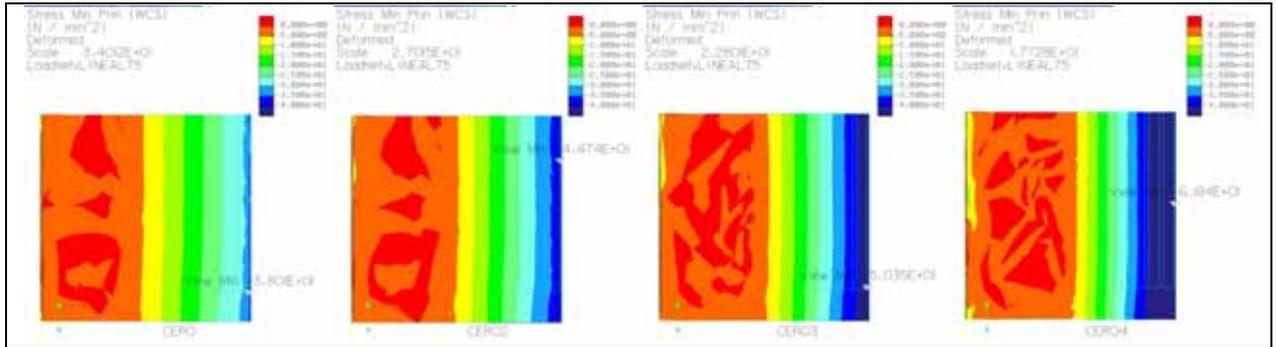


Figura 4.61–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo FLEXION para CERO

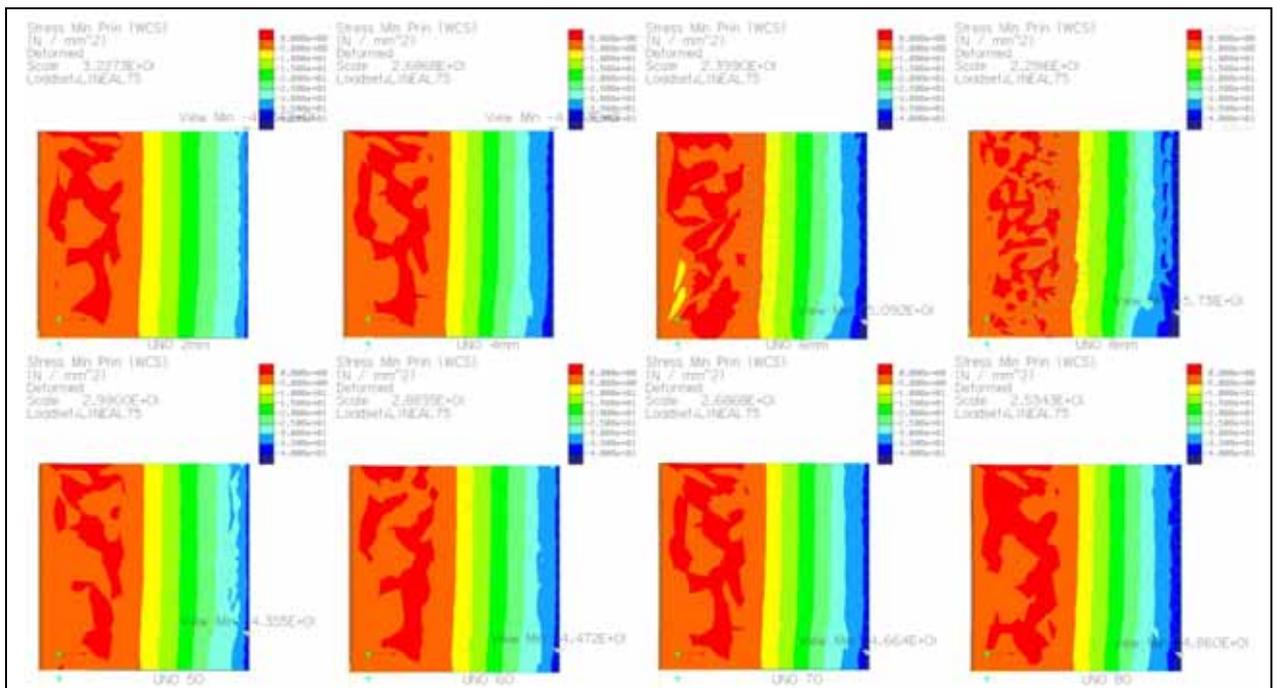


Figura 4.62–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo FLEXION para UNO

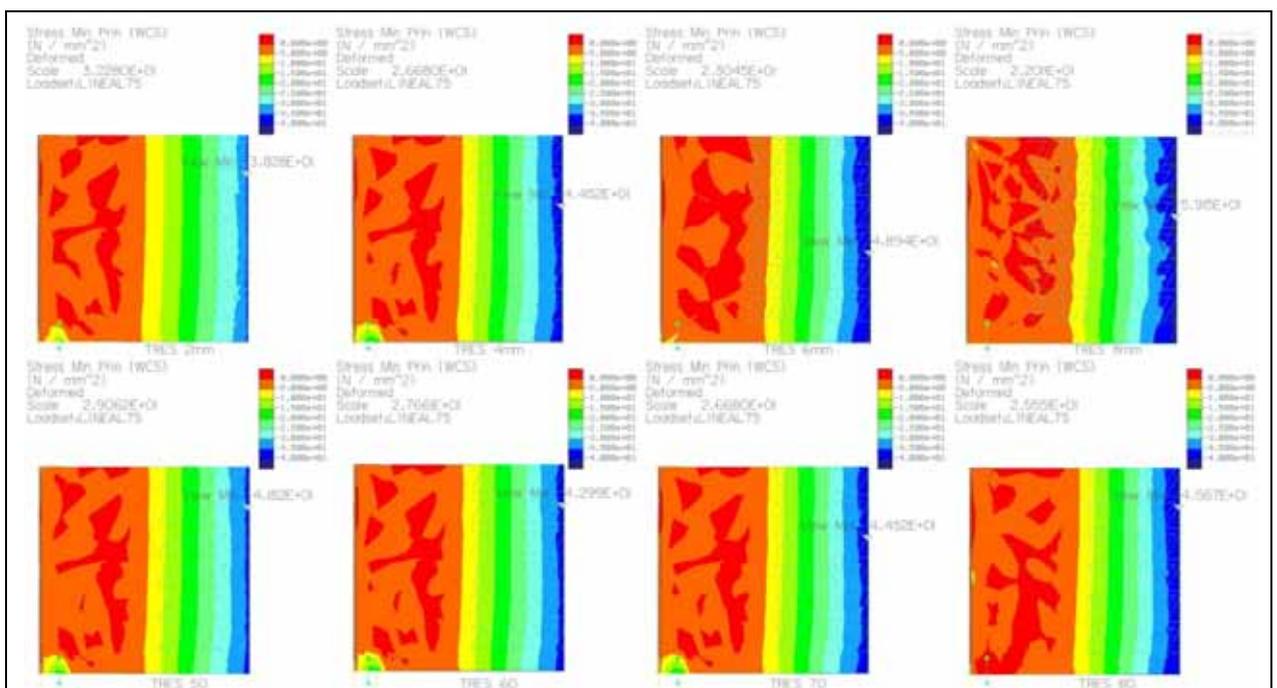


Figura 4.63–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo FLEXION para TRES

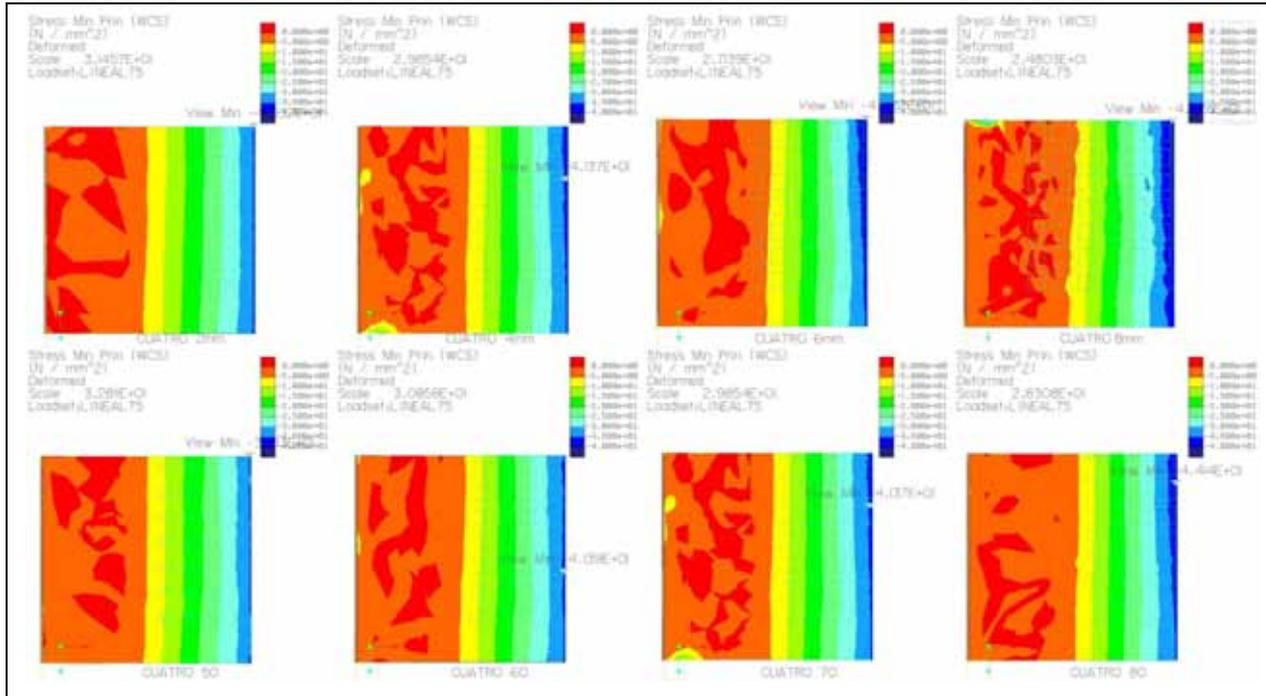


Figura 4.64–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo FLEXION para CUATRO

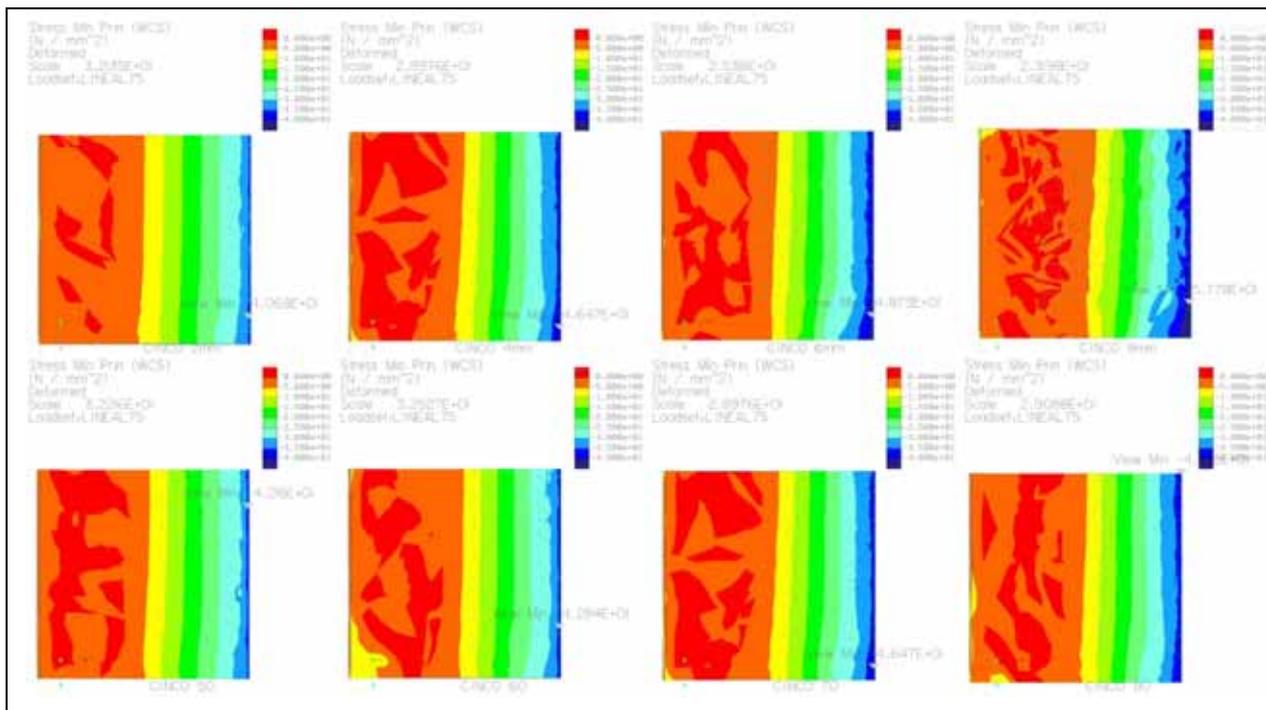


Figura 4.65–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo FLEXION para CINCO

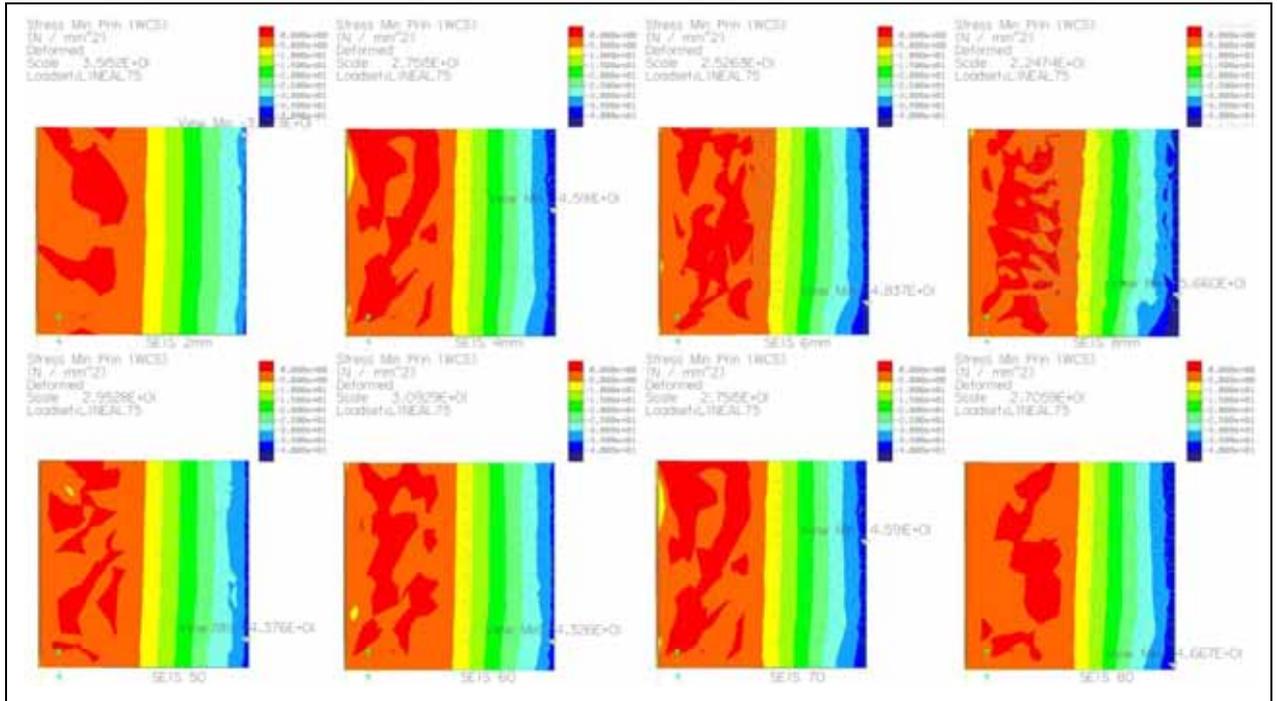


Figura 4.66–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo FLEXION para SEIS

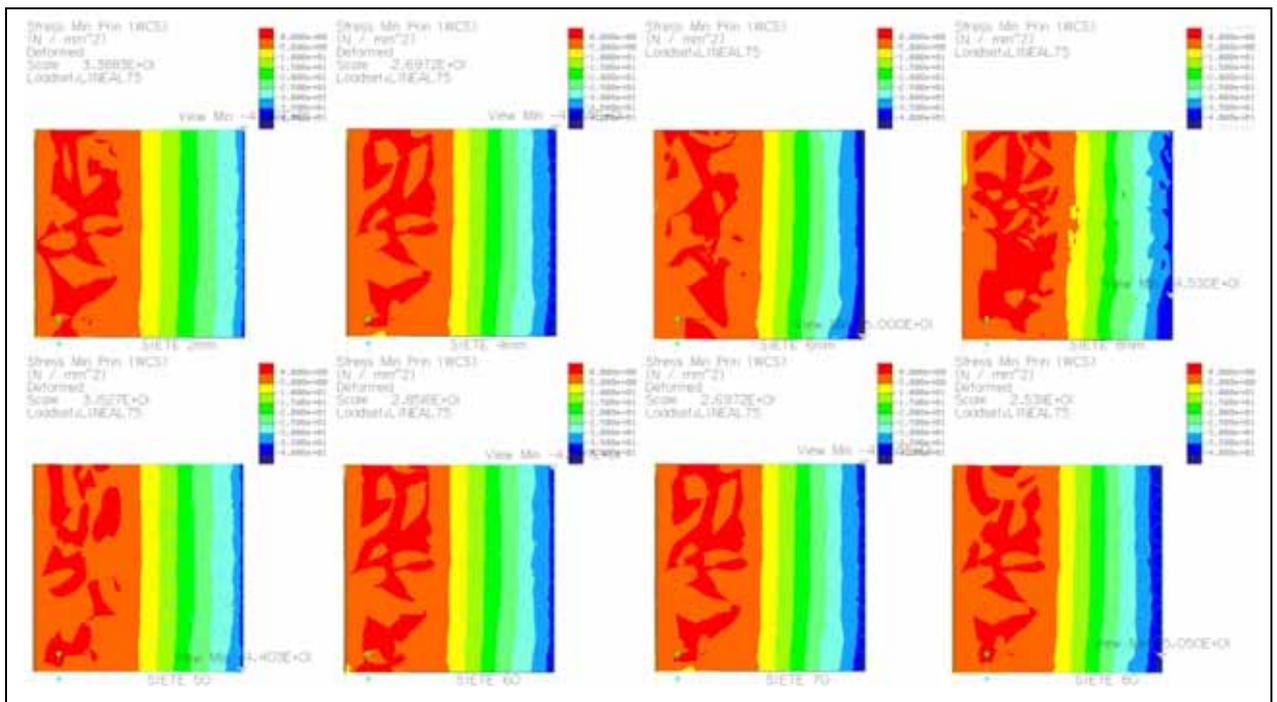


Figura 4.67–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo FLEXION para SIETE

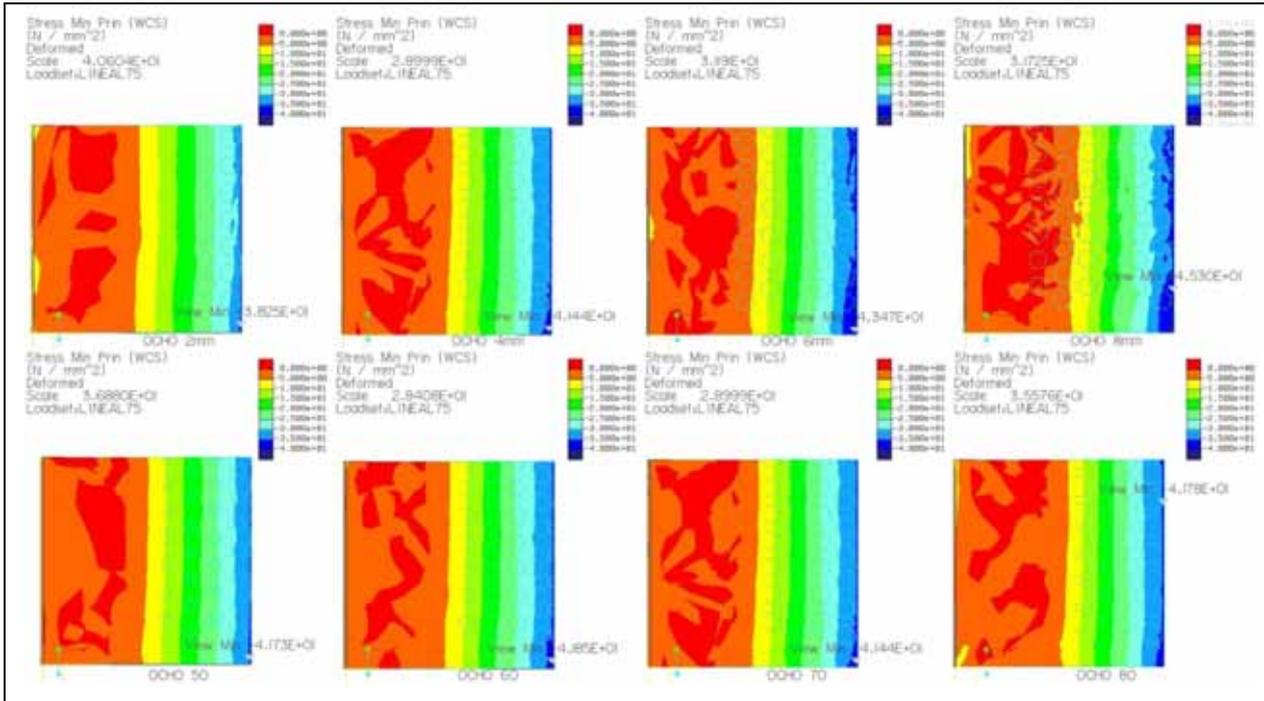


Figura 4.68–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo FLEXION para OCHO

El análisis de la distribución de tensiones de los distintos modelos revela la existencia de muy poca variación, por lo que se puede afirmar que todas las teselaciones se comportan de forma similar en cuanto a la compresión bajo flexión.

Las mayores fuerzas de compresión, de acuerdo con la mecánica general de sólido rígido, aparecen sobre la superficie en donde está aplicada la carga. Obviando las tensiones que aparecen en los puntos de apoyo según lo razonado con anterioridad, así lo corroboran los gráficos de isotensiones extraídos para cada modelo. Estas fuerzas se van disipando en dirección a los extremos libres. La profundidad de las mayores compresiones afecta aproximadamente a 1 mm de la sección, mientras que la nulidad de las mismas se da, en espesor, a unos 4 mm.

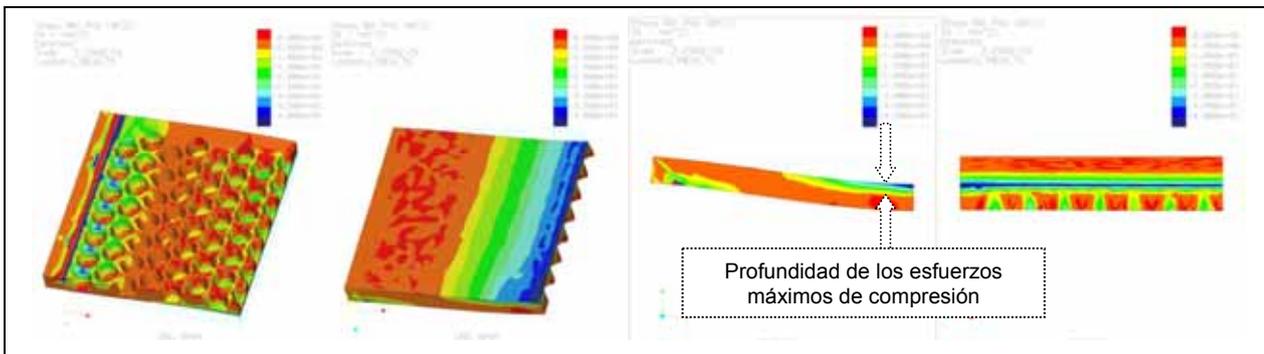


Figura 4.69–Distribución completa de las fuerzas de compresión para el ensayo FLEXION

Es por ello que esta zona es propensa a la deformación y ruptura de la capa de esmalte, normalmente por “abombamiento”, el cual suele arrastrar también parte de la pasta (aproximadamente 4mm en la dirección vertical).

4.5. ENSAYO TÉRMICO

El ensayo TÉRMICO parte de una simulación de flujo de calor. Posteriormente se calculan los esfuerzos estructurales generados. Es por ello que la explicación de este ensayo comienza por el análisis del flujo de calor, para continuar con las variables estructurales elegidas tensión máxima y mínima principal.

Como se citó en “MATERIALES Y MÉTODOS”, los valores aquí hallados del flujo térmico no son usados directamente en el cálculo de coeficientes de comparación, sin embargo, se adjunta su análisis puesto que la distribución de flujo es el principal condicionante de la respuesta estructural que posteriormente se calcula, y que sí se refleja en los coeficientes C2 y C3 (ecuación 11).

4.5.1. Flujo de calor

- **Valores máximos**

El flujo de calor ($Wmm^{-2}C^{-1}$) es una magnitud que depende tanto del gradiente de temperatura como del área atravesada por conducción y por tanto de su geometría¹⁰⁸. Para el caso de las versiones en P como para las versiones en β , los valores siguen una tendencia en forma de “U inversa”, a excepción del modelo UNO, que queda representado por una “U” con un máximo en $P=6mm$ y $\beta=70^\circ$.

	BASE	CERO	UNO	TRES	CUATRO	CINCO	SEIS	SIETE	OCHO	
P	2	3.31	30.37	18.31	13.01	15.61	15.32	17.10	25.83	35.77
	4	3.31	30.37	23.36	9.25	9.07	9.24	10.39	18.28	11.34
	6	3.31	30.37	31.42	8.94	8.03	14.27	8.45	18.44	19.70
	8	3.31	30.37	9.25	8.46	8.53	10.49	8.56	45.44	17.72
β	50	3.31	30.37	24.83	11.79	15.94	13.83	15.09	29.99	31.05
	60	3.31	30.37	13.61	9.64	11.22	11.43	12.48	18.21	15.06
	70	3.31	30.37	23.36	9.25	9.07	9.24	10.39	18.28	11.34
	80	3.31	30.37	13.85	12.15	10.42	21.70	10.00	24.69	17.97

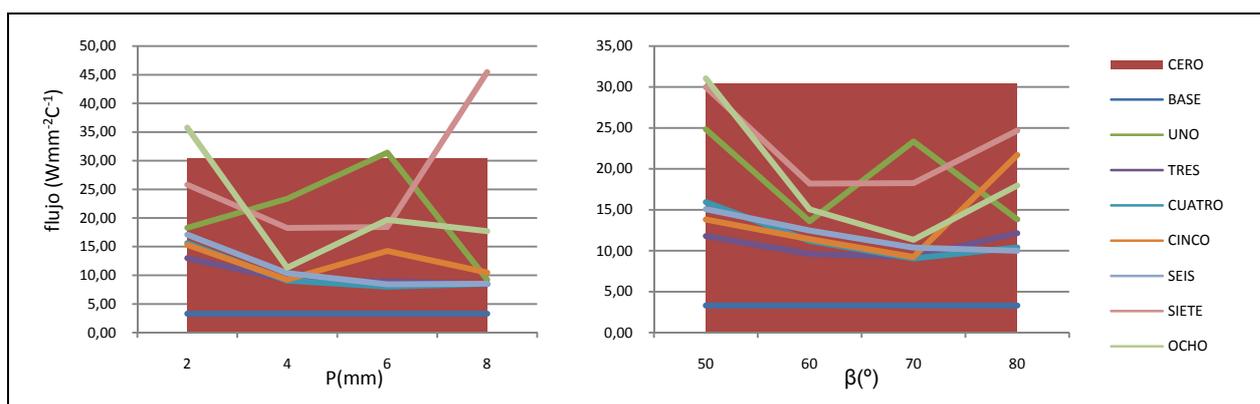


Tabla 4.21–Valores máximos de flujo de calor para el ensayo TÉRMICO ($Wmm^{-2}C^{-1}$)

En cualquier caso, los valores extremos de flujo para las versiones en P son 13.01 y 45.44 $Wmm^{-2}C^{-1}$ correspondientes a TRES(2mm) y a SIETE(8mm). Para las versiones en β el rango viene definido por 9.07 y 31.05 $Wmm^{-2}C^{-1}$ dados en CUATRO(70°) y OCHO(50°).

En relación a CERO, se observa claramente que la gran mayoría de las versiones presentan un flujo menor, sin duda influido por la disminución media de la sección debida al relieve en las versiones teseladas.

Los valores de la BASE son inferiores en cerca de un 500% como promedio, de nuevo debido a las hipótesis de contorno especiales de este modelo ideal.

- **Distribución de flujo**

En el caso de las versiones de la BASE, no se ha empleado ninguna escala, ya que al ser piezas de geometría constante, el flujo también lo es. Para las versiones teseladas, se ha empleado una escala con límites en $\text{Flujo}_{\text{inf}}=0$ y $\text{Flujo}_{\text{sup}}=8 \text{ W/mm}^2\text{C}^{-1}$.

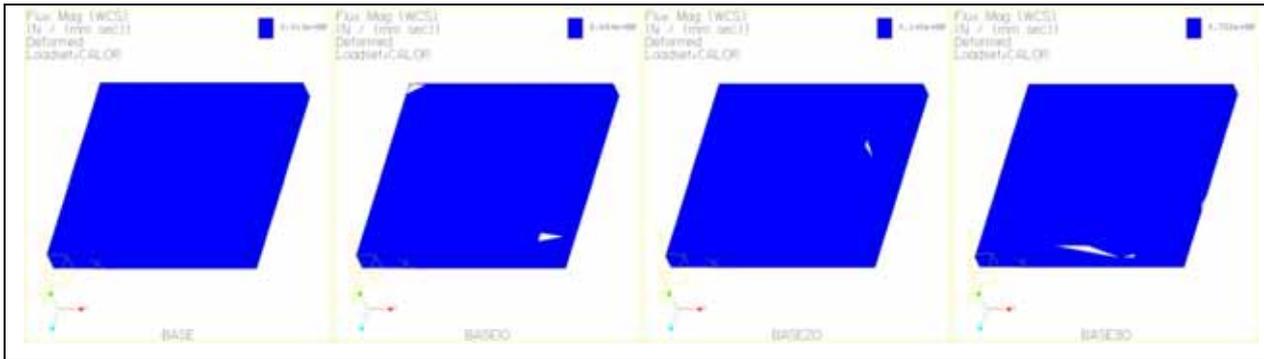


Figura 4.70–Gráfico de isoflujo ensayo TÉRMICO para BASE

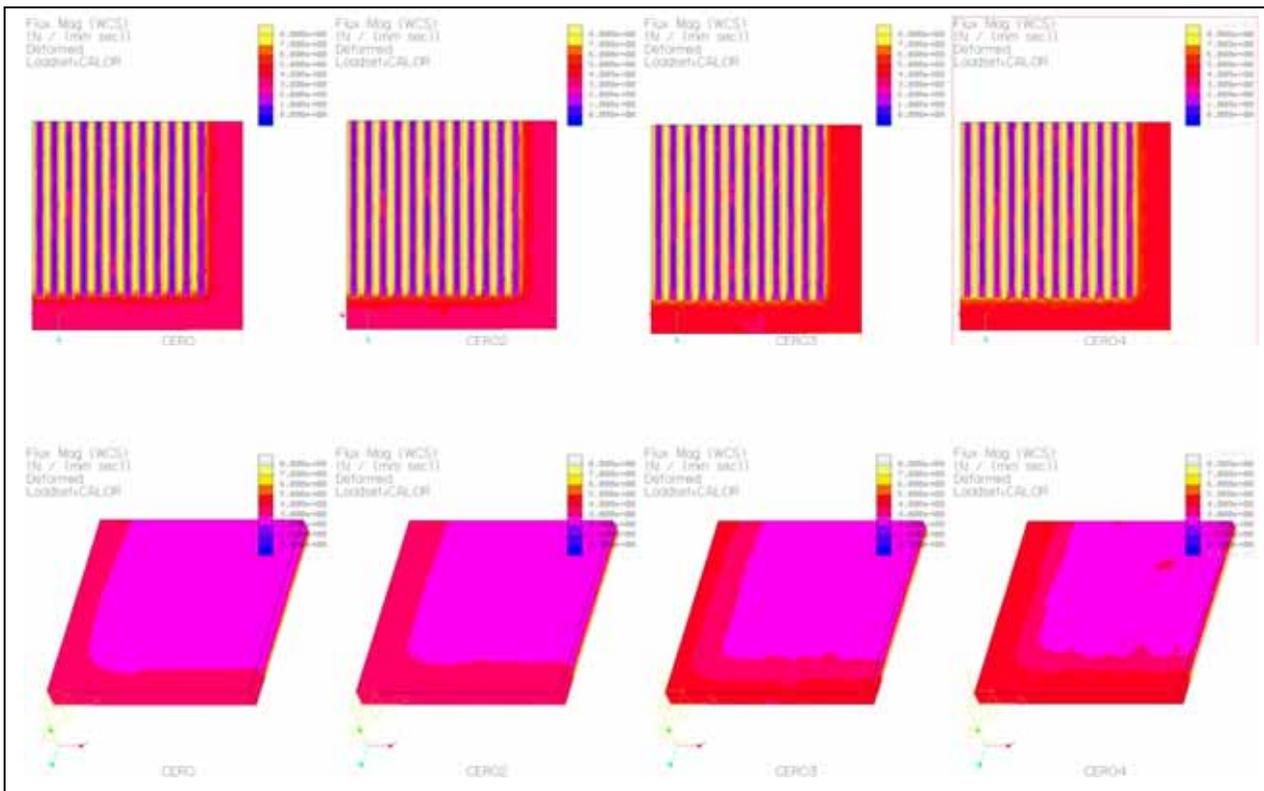


Figura 4.71–Gráfico de isoflujo ensayo TÉRMICO para CERO

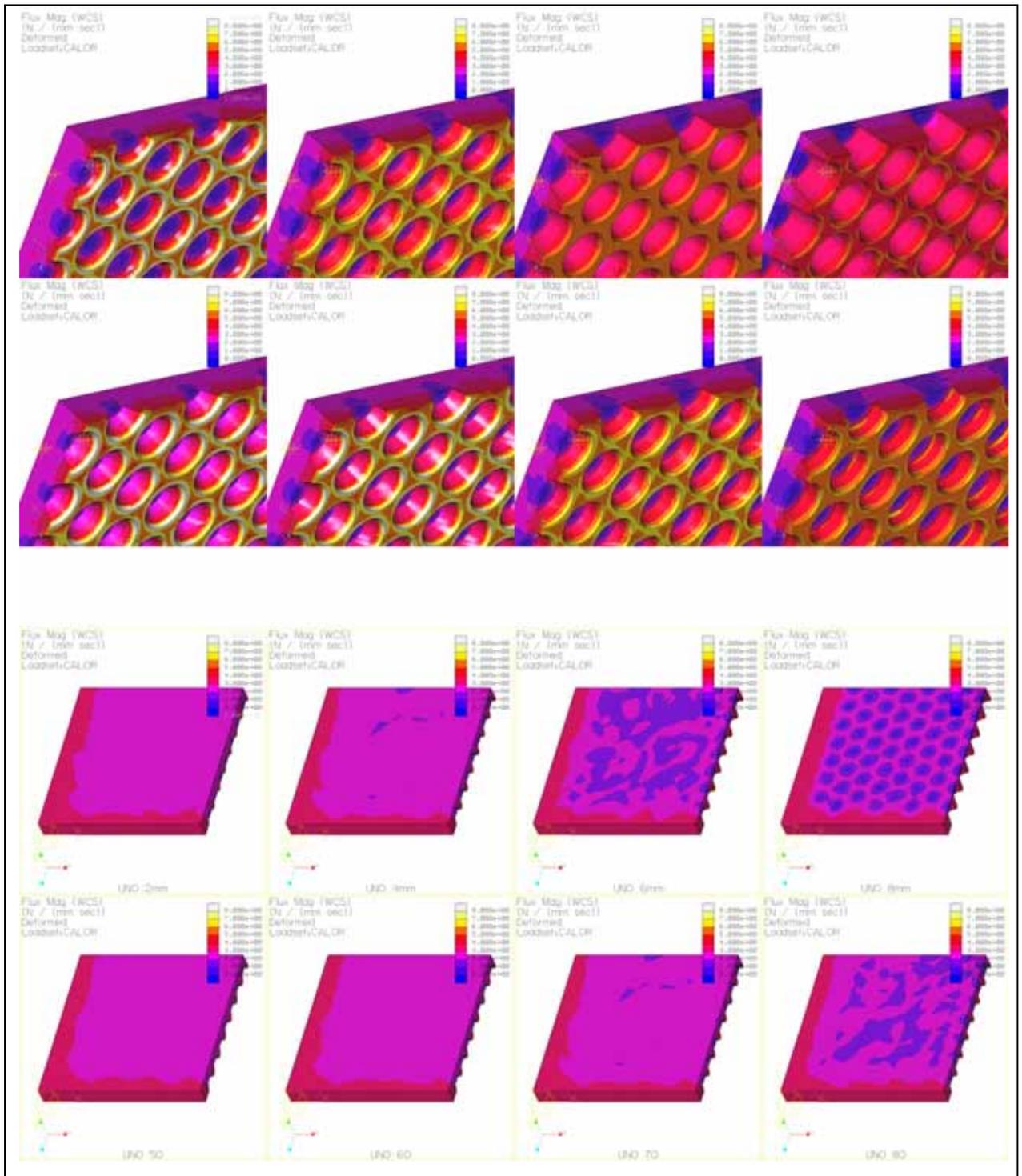


Figura 4.72–Gráfico de isoflujo ensayo TÉRMICO para UNO

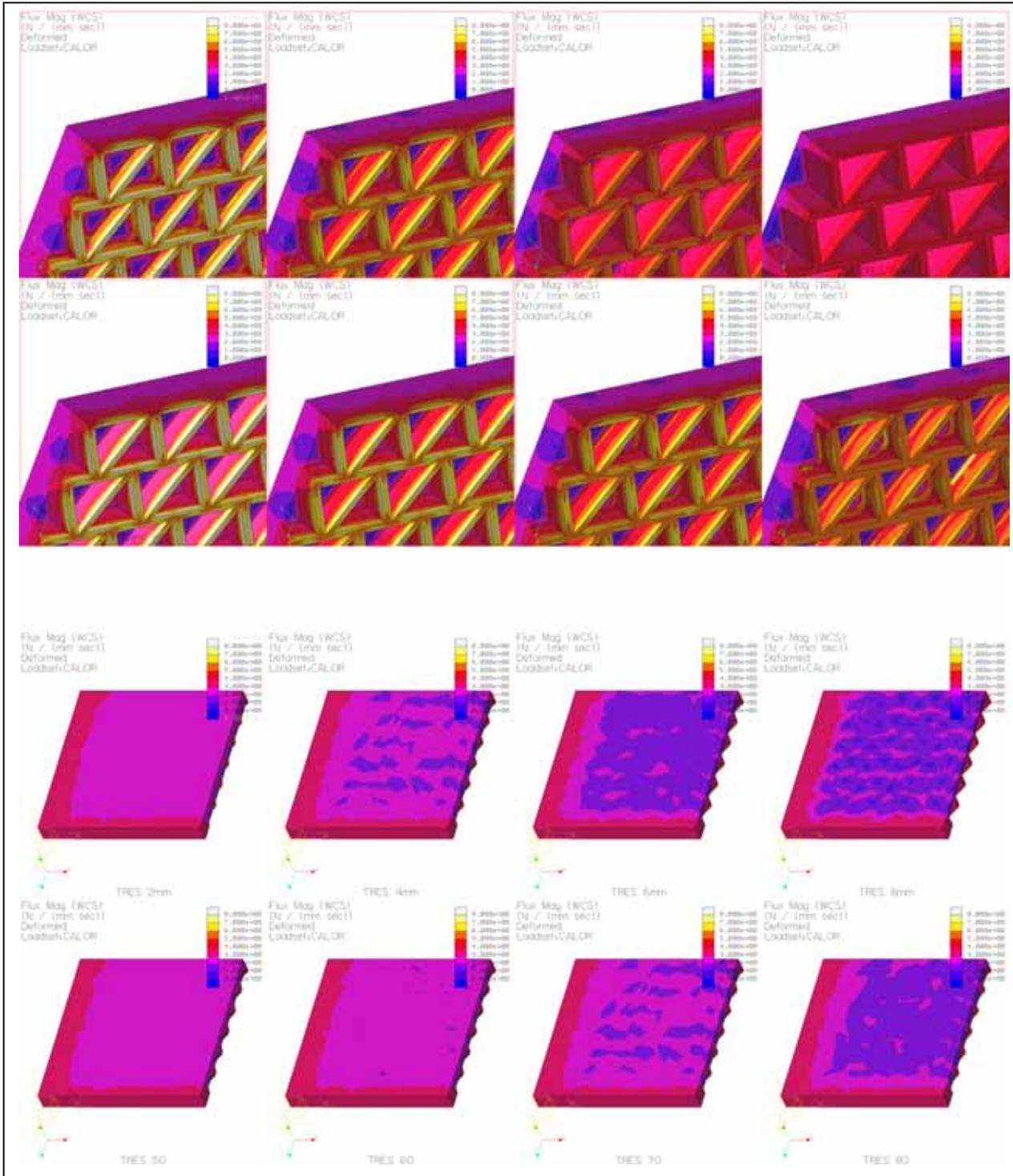


Figura 4.73–Gráfico de isoflujo ensayo TÉRMICO para TRES

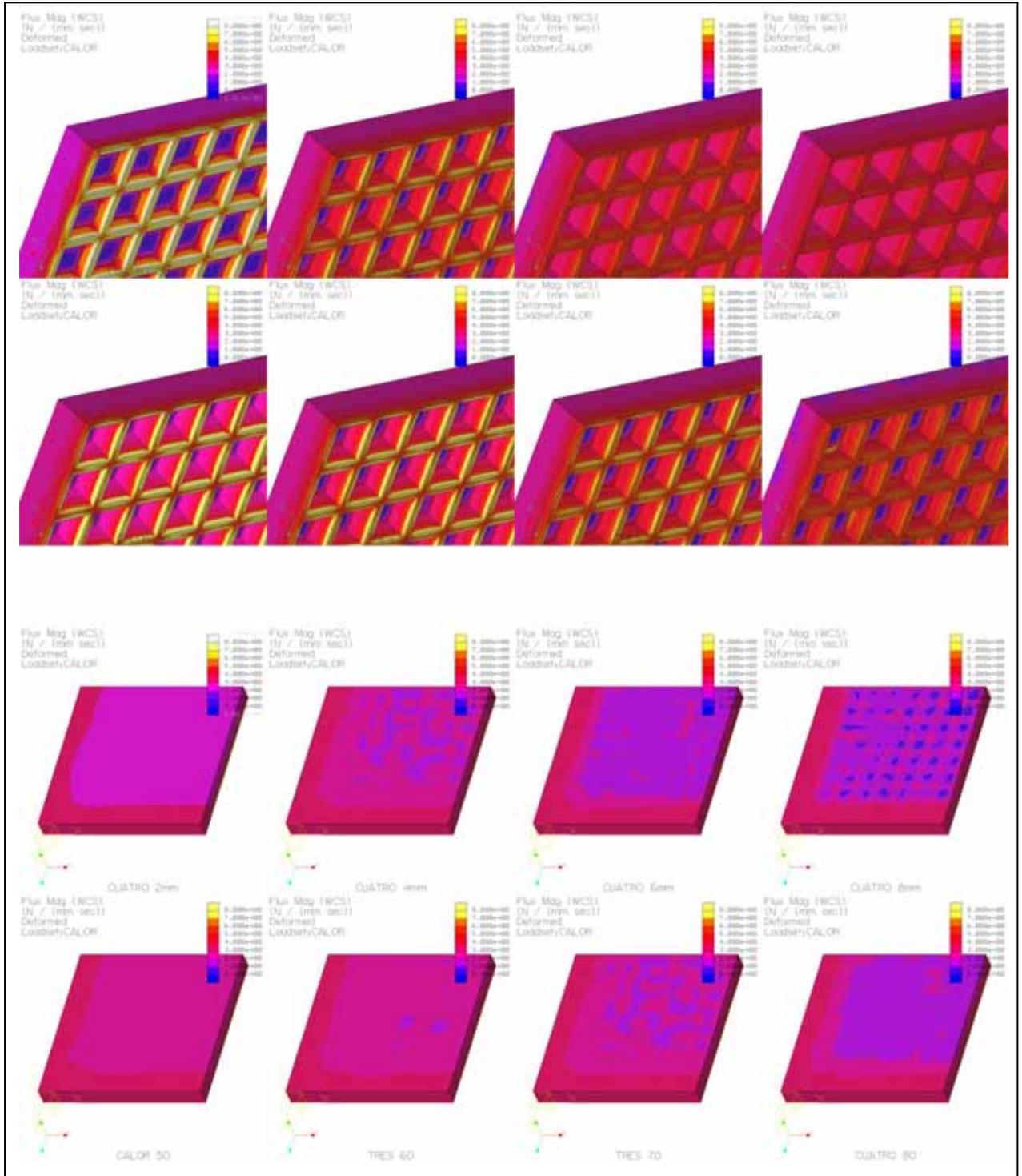


Figura 4.74–Gráfico de isoflujo ensayo TÉRMICO para CUATRO

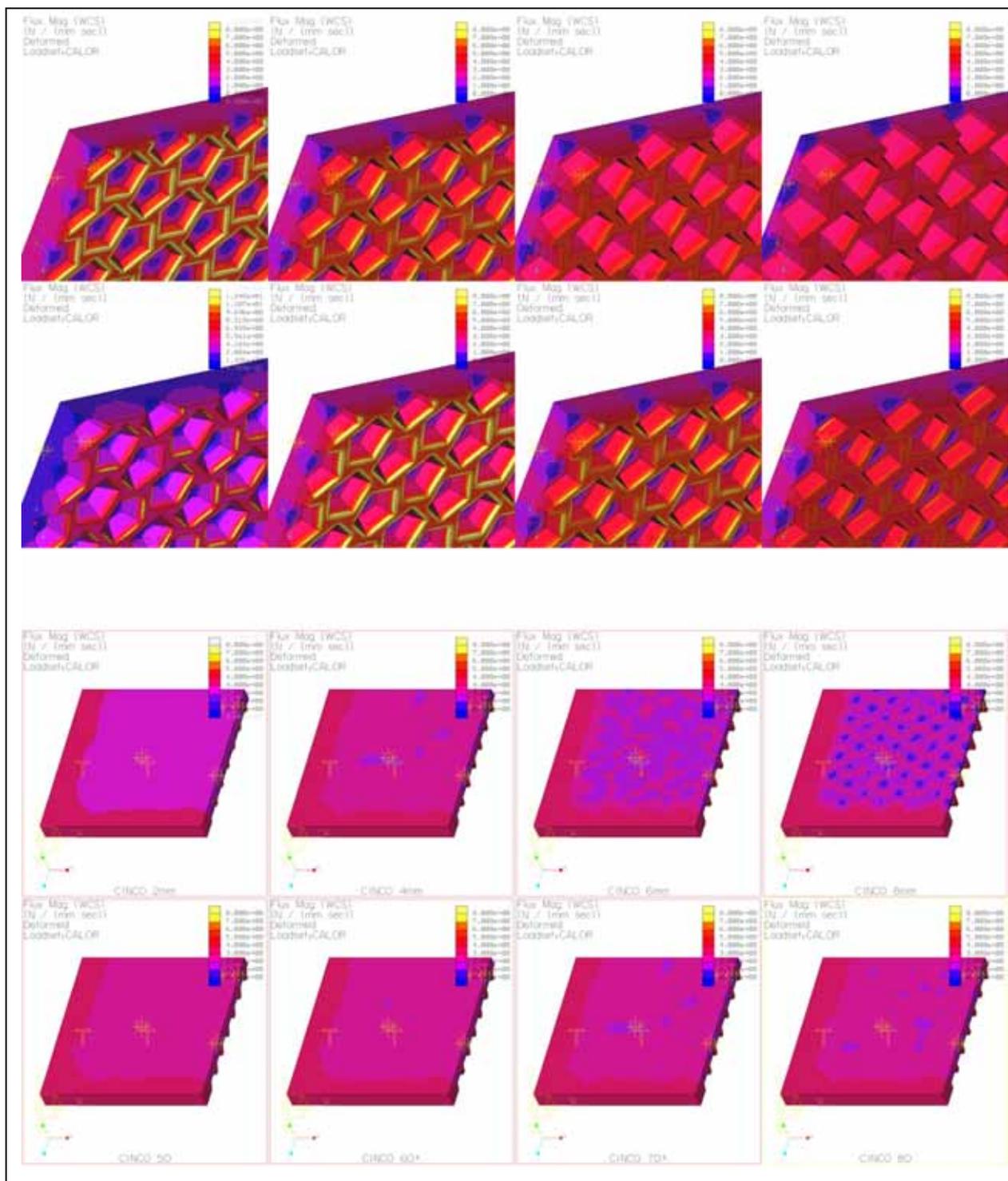


Figura 4.75–Gráfico de isoflujo ensayo TÉRMICO para CINCO

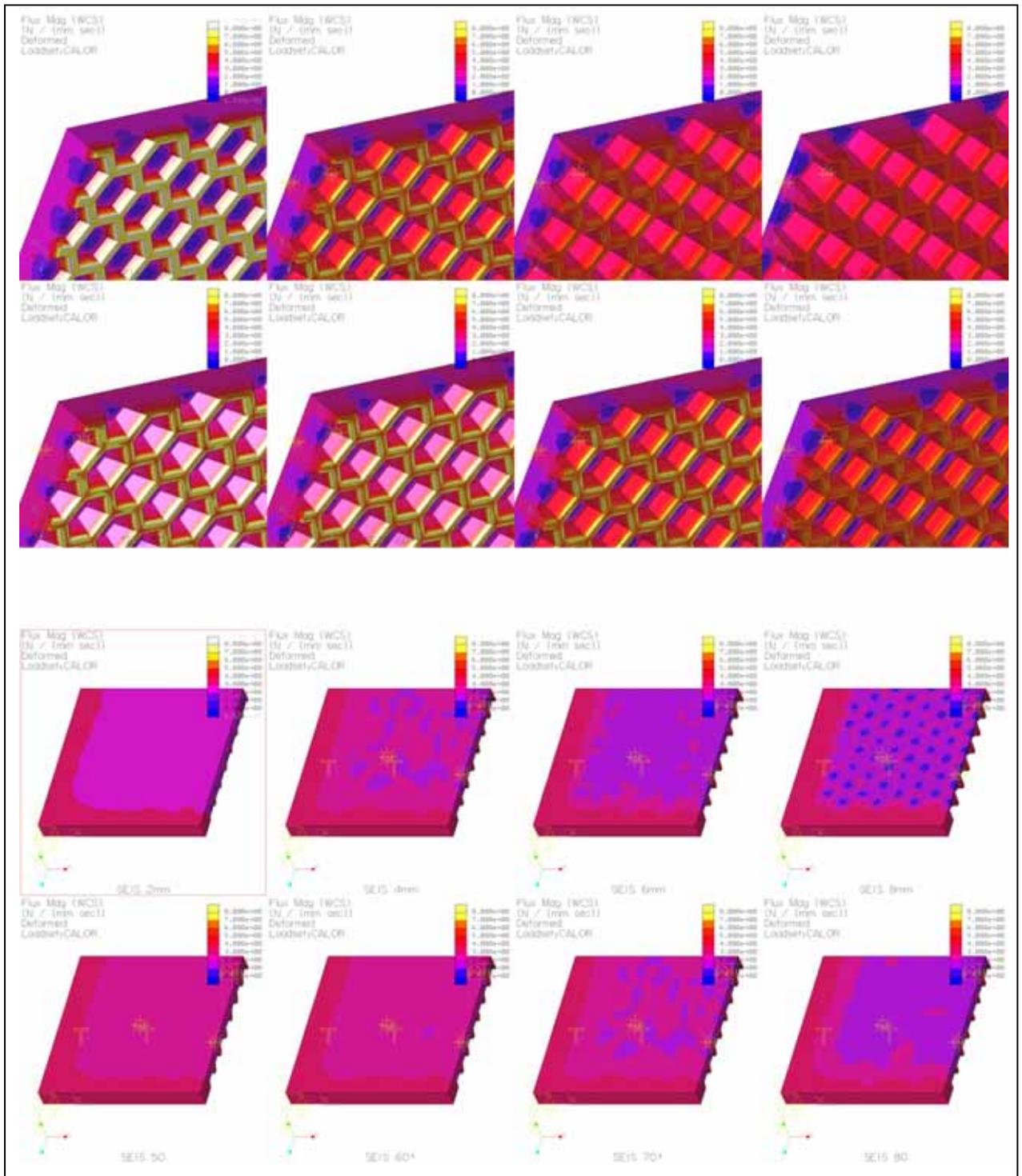


Figura 4.76–Gráfico de isoflujo ensayo TÉRMICO para SEIS

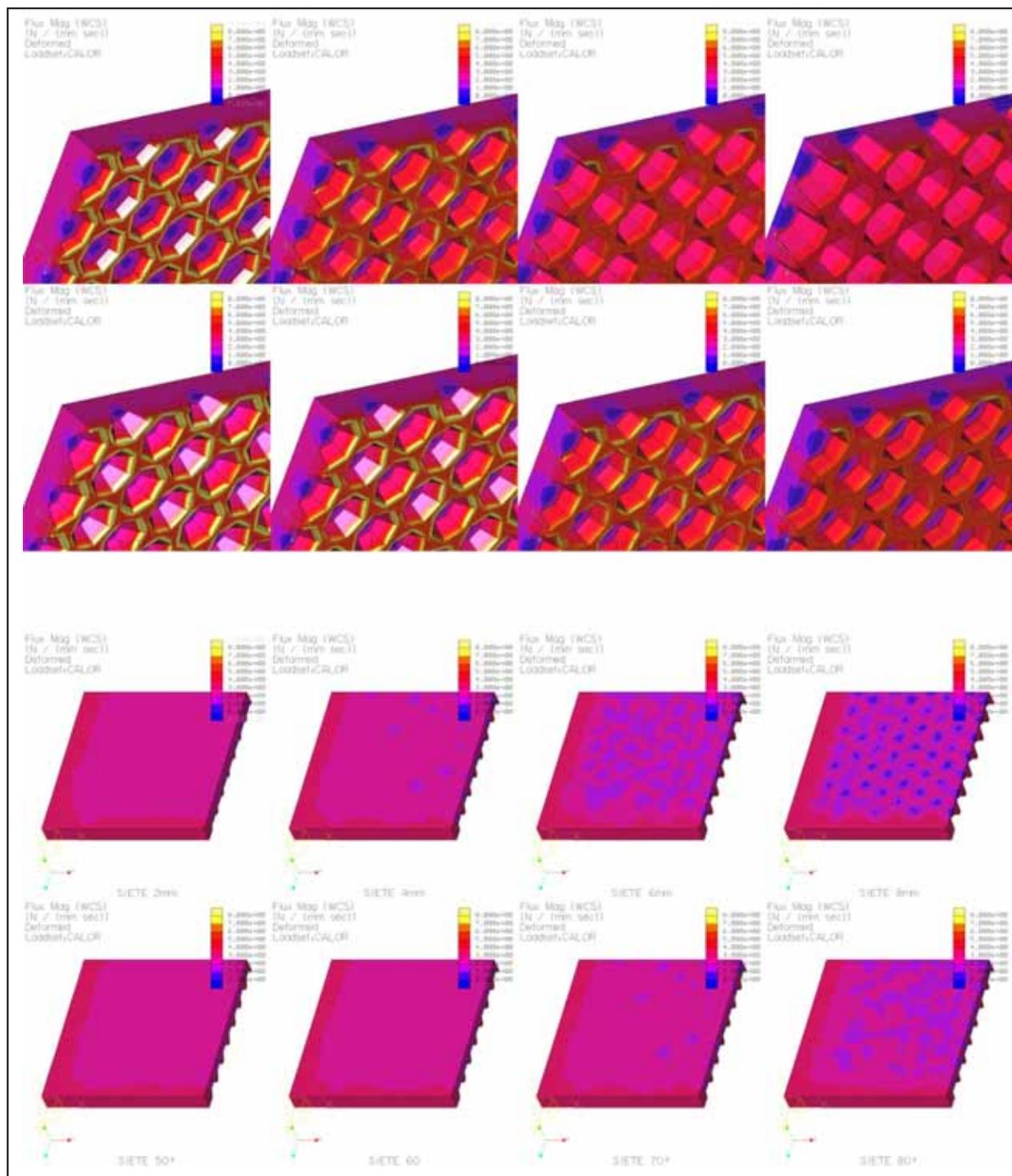


Figura 4.77–Gráfico de isoflujo ensayo TÉRMICO para SIETE

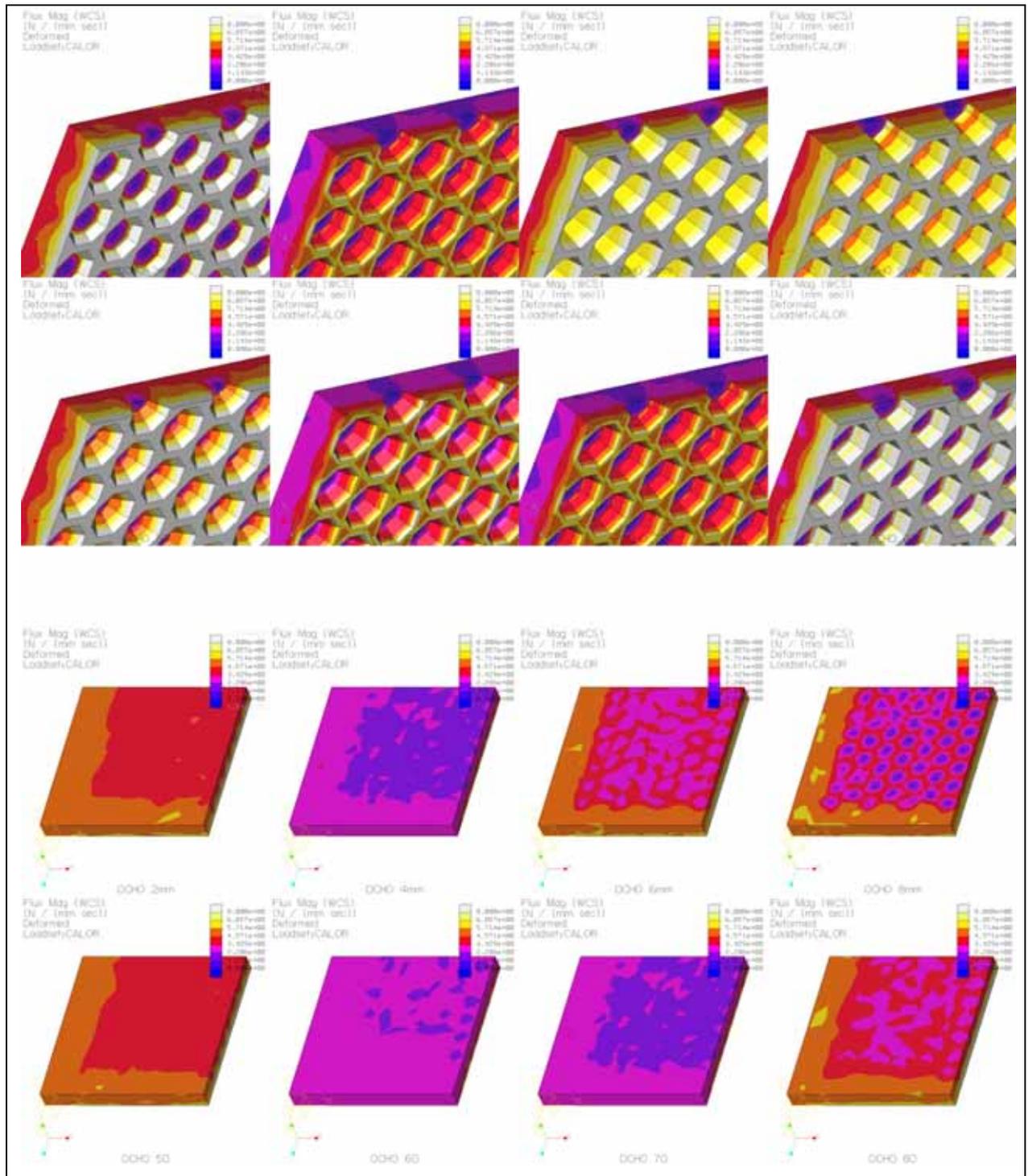


Figura 4.78–Gráfico de isoflujo ensayo TÉRMICO para OCHO

En el caso de la BASE y sus respectivas versiones, el flujo es constante, puesto que así lo es tanto el gradiente como la geometría, con valores más altos a medida que disminuye el espesor total de la pieza.

En los modelos aligerados, el mayor flujo de calor tiene lugar en la superficie externa del relieve, en particular en torno a las aristas de las teselaciones. Las versiones con menor P presentan en este área los valores más elevados, ésto se debe a que el flujo es aproximadamente uniforme durante la mayoría del espesor de la pieza, disponiendo de apenas 3mm de teselación para absorber el

cambio de sección, lo que genera cambios bruscos. En cambio, cuando P es grande, el flujo se distribuye a través del relieve desde prácticamente el principio del espesor de la pieza, lo que propicia una variación de flujo más compensada.

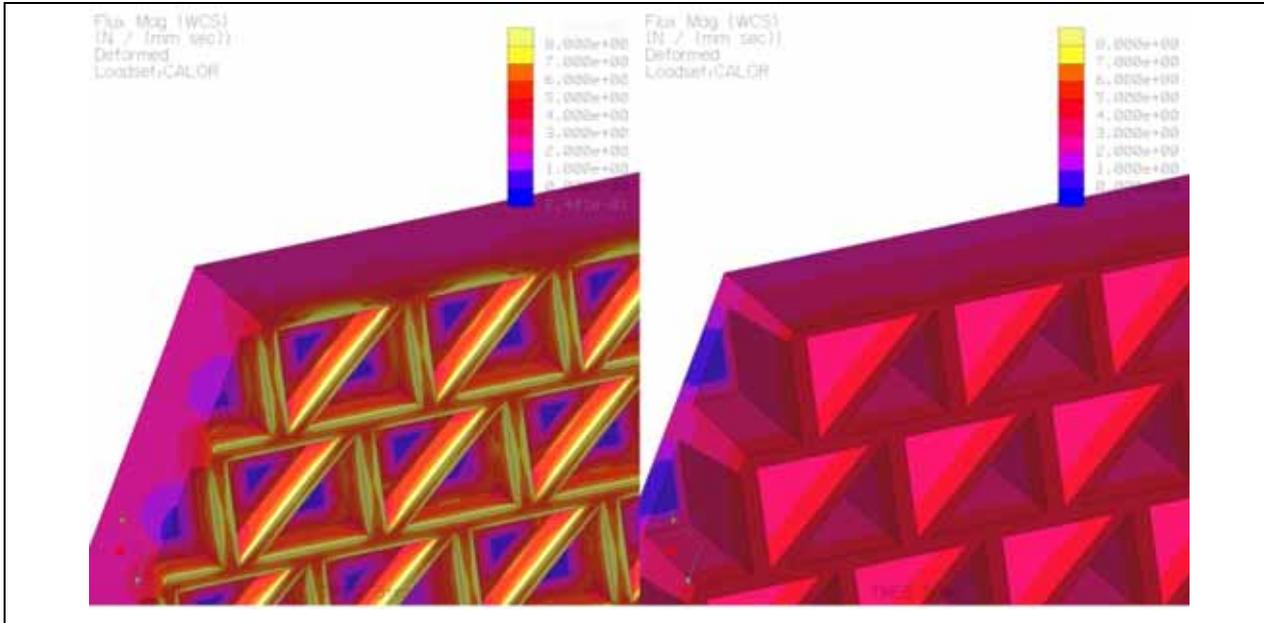


Figura 4.79–Variaciones de flujo en función de P. Ejemplo TRES. Relieve

En cuanto a las versiones en β , paredes más rectas canalizan mejor el flujo, puesto que la dirección predominante de éste es según el eje y. De ahí que valores de β en torno a los 70° sean más propicios.

Estudiando la cara esmaltada, se aprecian ambos efectos. Tanto para valores altos de P como de β , el flujo dispersado por el área superior es menor. Sin embargo, esto se consigue a costa de la aparición de pequeñas zonas, situadas sobre las superficies interiores del relieve, en las que el flujo cambia muy rápidamente. Así, aunque el cómputo medio de flujo sea más favorable, conviven en la misma superficie zonas de flujo dispar, lo que acarrea el aumento de tensión térmica. En relación a este aspecto, el modelo TRES es el más recomendable, en total oposición al OCHO.

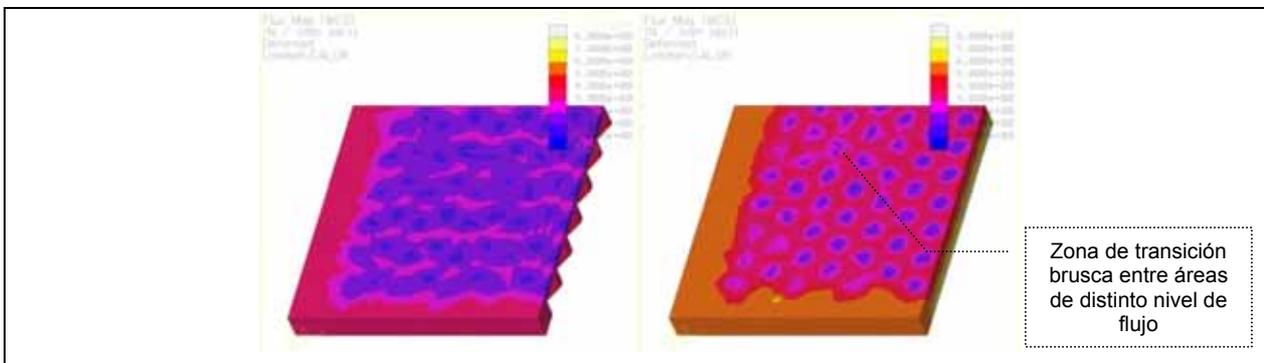


Figura 4.80–Variaciones de flujo en función de P. Ejemplo TRES. Cara vista.

4.5.2. Tensión máxima principal

- **Valores máximos**

Las tensiones máximas principales muestran, tanto para las versiones en P como para aquellas en β tendencias decrecientes. Esto se debe a que las cargas térmicas dependen directamente de los gradientes de temperatura, y estos de la inercia térmica de los cuerpos, que es menor a menor masa. Por tanto, la reducción de la masa de en la pieza, conseguida al aumentar P y/o β conduce a la relajación de los gradientes y por tanto a la reducción de las tensiones térmicas.

	BASE	CERO	UNO	TRES	CUATRO	CINCO	SEIS	SIETE	OCHO	
P	2	9.11	36.04	48.80	62.03	31.19	30.90	38.73	75.50	57.07
	4	9.11	36.04	32.10	38.63	19.05	23.18	26.90	39.24	33.27
	6	9.11	36.04	26.45	30.27	8.57	10.51	11.55	27.60	27.90
	8	9.11	36.04	19.64	17.01	17.67	20.03	24.88	18.26	21.22
β	50	9.11	36.04	37.83	46.80	23.33	24.84	31.62	55.93	36.18
	60	9.11	36.04	35.62	45.07	22.30	25.91	27.28	44.17	36.41
	70	9.11	36.04	32.10	38.63	19.05	23.18	26.90	39.24	33.27
	80	9.11	36.04	33.33	37.74	17.67	20.03	24.88	27.71	39.28

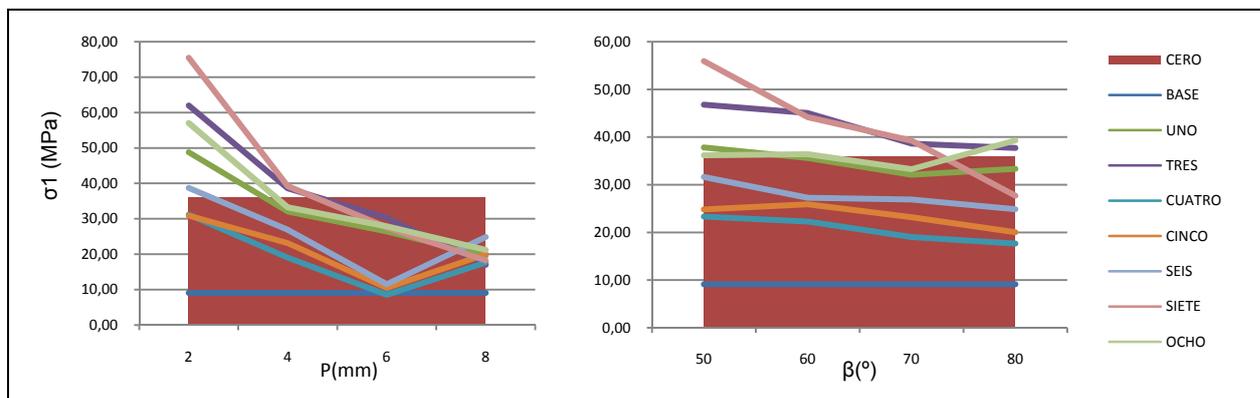


Tabla 4.22–Valores máximos de σ_1 para el ensayo TÉRMICO (MPa)

En el caso de las versiones en P, CUATRO, CINCO y SEIS muestran un mínimo para P=6mm; en cambio, el resto de modelos son puramente decrecientes y soportan mínimo esfuerzo en P=8mm. Los valores extremos de σ_1 son así 17.01 y 75.50 correspondientes a TRES(8mm) y SIETE(2mm).

Para las variaciones de β , σ_1 toman los valores extremos 17.67 y 55.93 para CUATRO(80°) SIETE(50°).

Con este primer análisis, el modelo SIETE parece ser el menos favorecido frente a cargas térmicas, en total oposición al modelo CUATRO, cuya respuesta es óptima en comparación.

Con respecto a CERO, las versiones en P mejoran la respuesta en un 17% como media. Para $P \geq 6$ mm, esta mejora es del 44%. Las versiones en β , por su parte, no ofrecen ratios tan elevados. La media de mejora está alrededor del 10%, 18% para $\beta \geq 70^\circ$.

Los valores de la BASE vuelven a estar alejados de la tendencia, si bien es cierto que CUATRO(6mm) coincide (en este punto P=6mm) en ambas series. En general, la BASE muestra esfuerzos alrededor del 300% inferiores, una vez más debido al “quasi-empotramiento” de la totalidad de la superficie inferior de este modelo en el mortero.

En relación a criterio de fallo de Rankine, sólo el valor extremo 75.50 MPa correspondiente a SIETE(2mm) es inaceptable. Esta versión, según lo visto en “MATERIALES Y MÉTODOS”, rompería con la carga térmica fijada.

En el caso del ensayo térmico, se podría intentar aplicar un principio de linealidad como el aplicado en el resto de ensayos para descubrir qué cargas térmicas (incrementos de temperatura en esta tesis) provocarían la ruptura de la pieza, sin embargo, dos circunstancias indican que este no sería un procedimiento adecuado. Primero, las cargas térmicas no se comportan como las mecánicas, y suponer linealidad es una simplificación poco justificada. Por otro lado, la ruptura debida a temperatura tiene más que ver con procesos de fatiga que con altos gradientes.

Para su posterior comparación con los esfuerzos de compresión, cabe citar que la media de las cargas calculadas en tracción es de aproximadamente 32 MPa.

- **Distribución de tensiones**

En el caso de las versiones de la BASE, se ha utilizado una escala entre $\sigma_{inf}=-3$ y $\sigma_{sup}=6$ MPa. Para los modelos teselados, los extremos se han fijado en $\sigma_{inf}=-2$ y $\sigma_{sup}=10$ MPa.

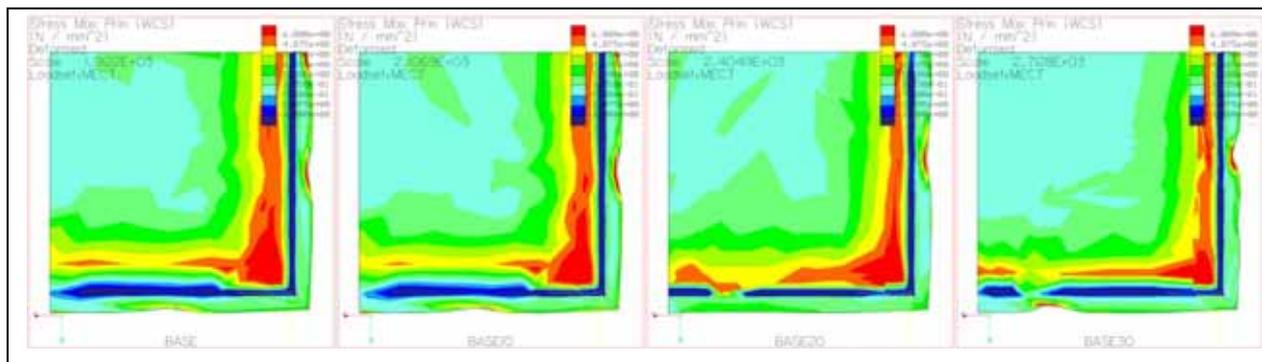


Figura 4.81–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo TÉRMICO para BASE

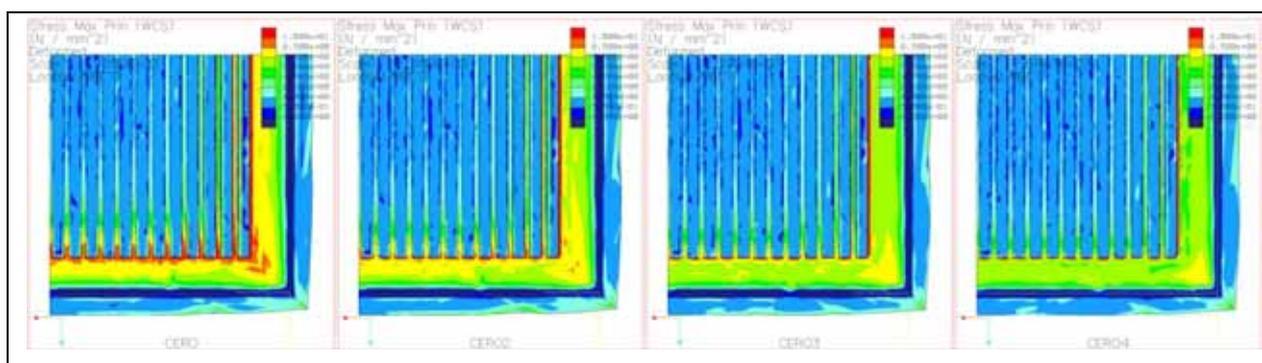


Figura 4.82–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo TÉRMICO para CERO

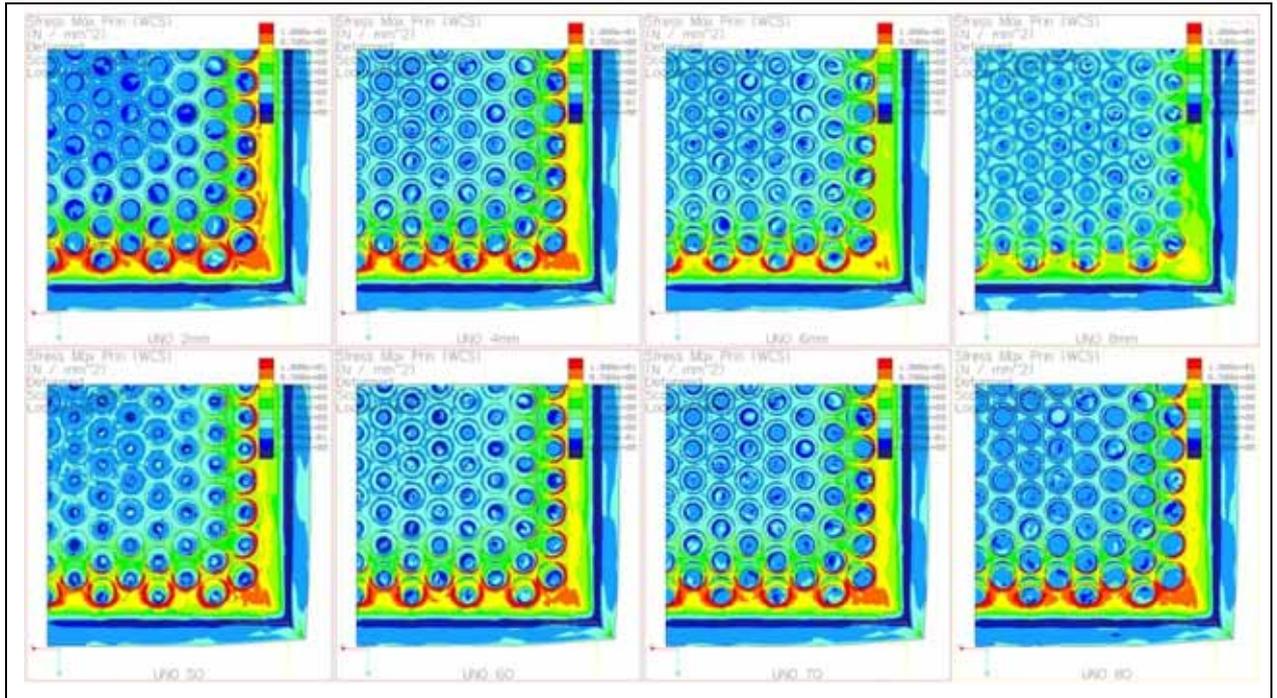


Figura 4.83–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo TÉRMICO para UNO

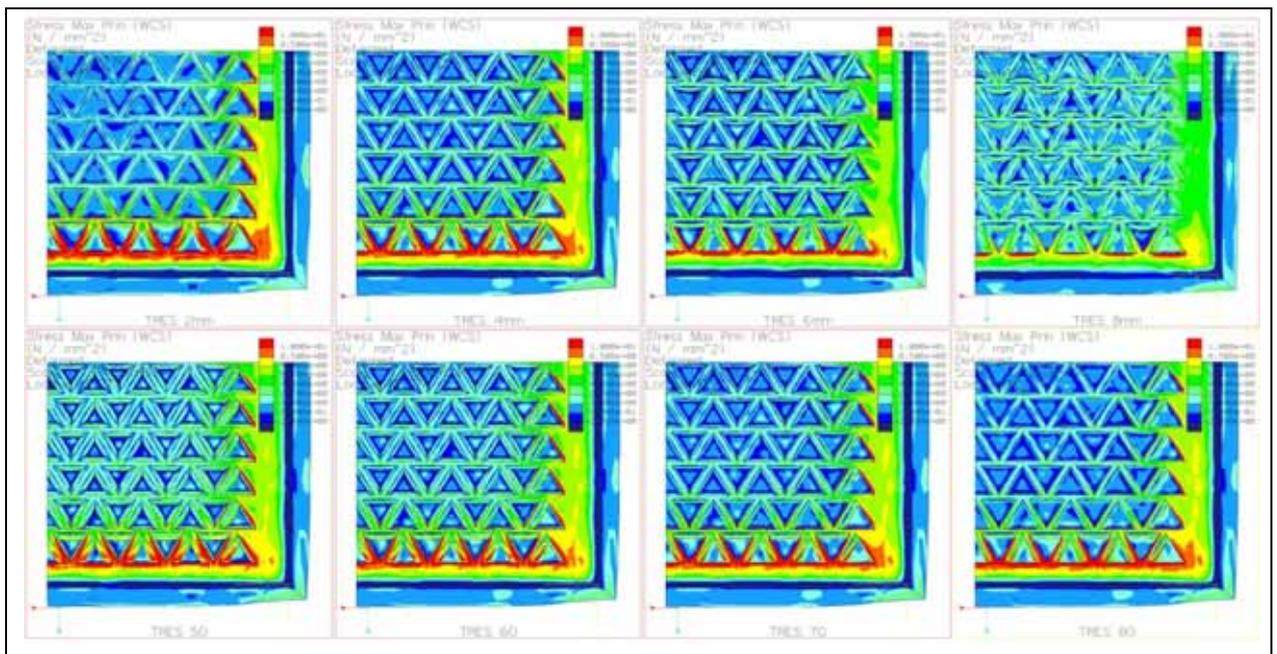


Figura 4.84–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo TÉRMICO para TRES

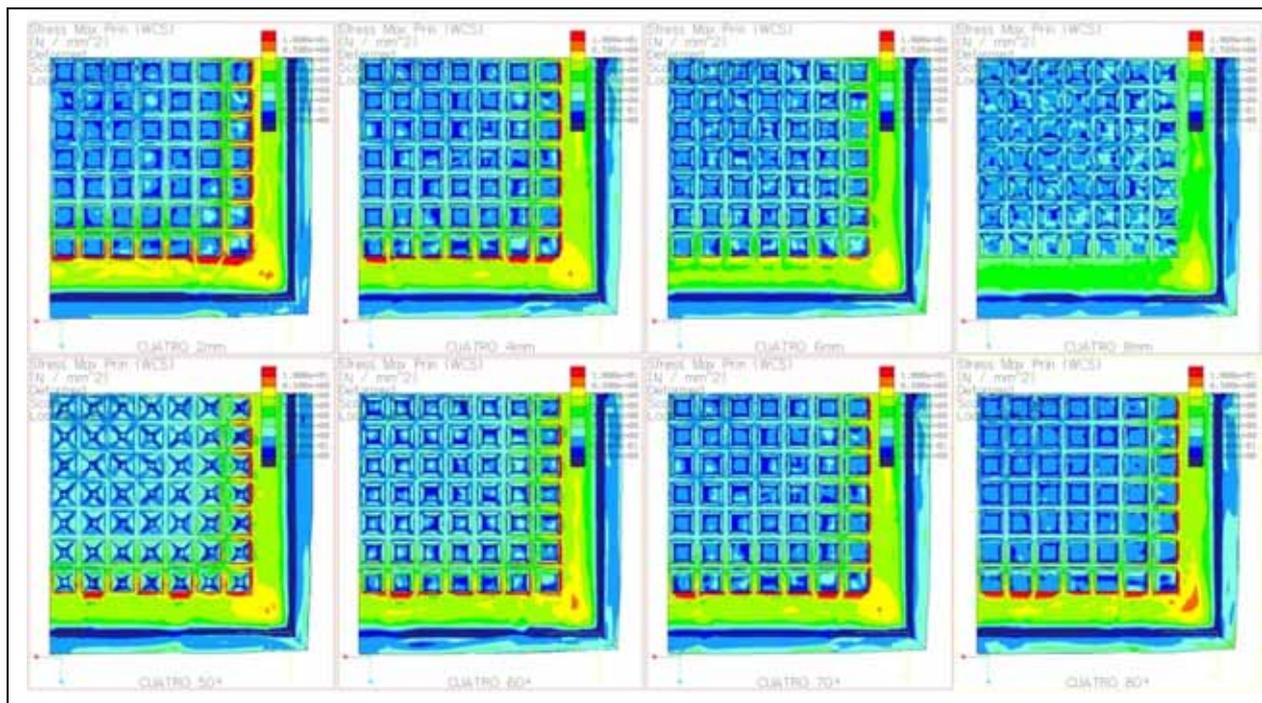


Figura 4.85–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo TÉRMICO para CUATRO

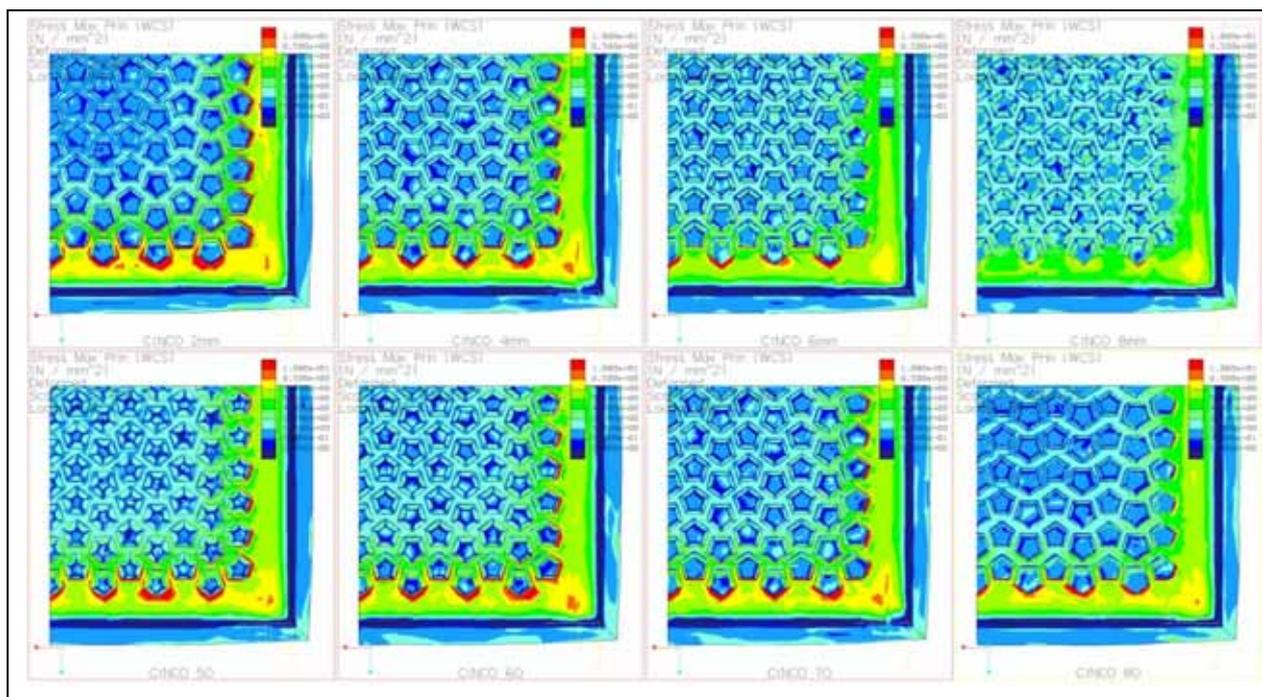


Figura 4.86–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo TÉRMICO para CINCO

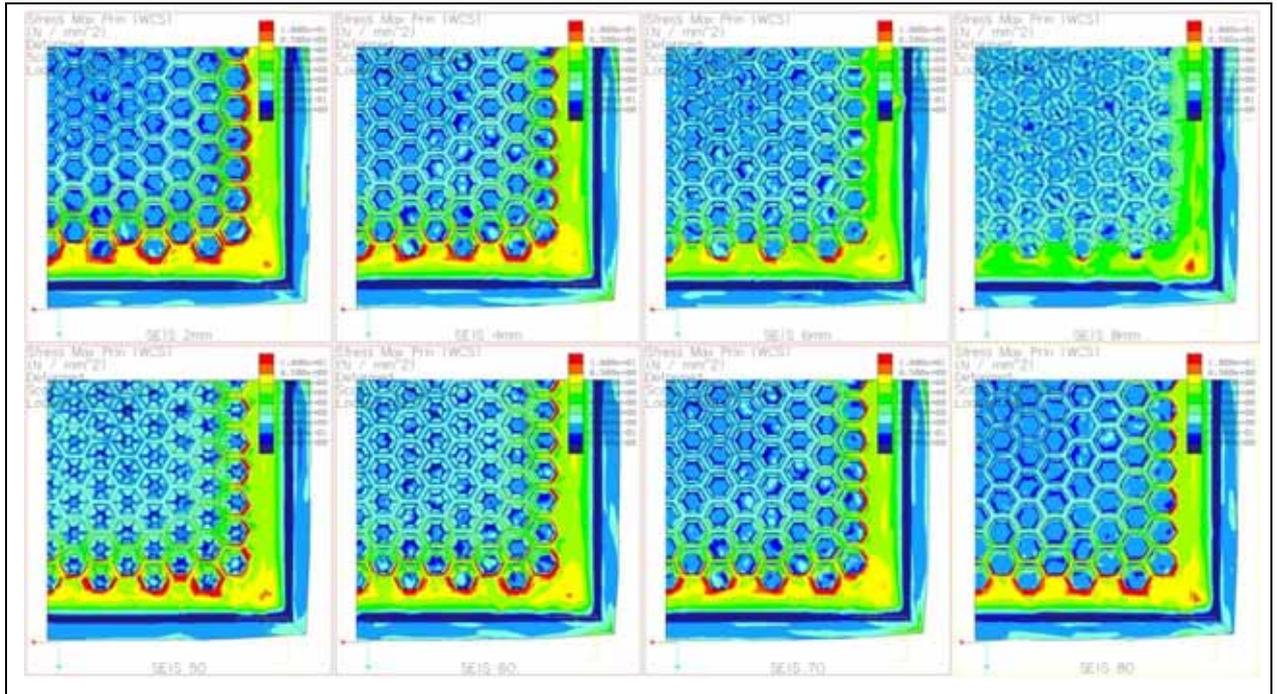


Figura 4.87–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo TÉRMIICO para SEIS

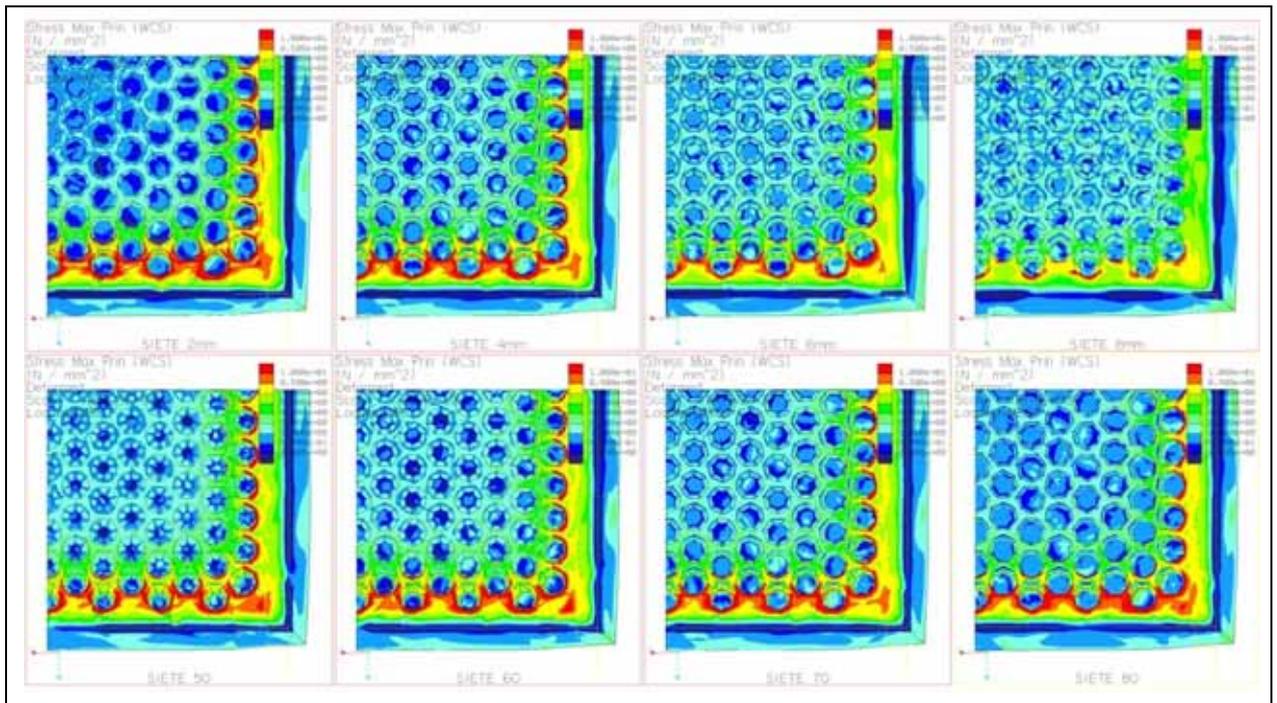


Figura 4.88–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo TÉRMIICO para SIETE

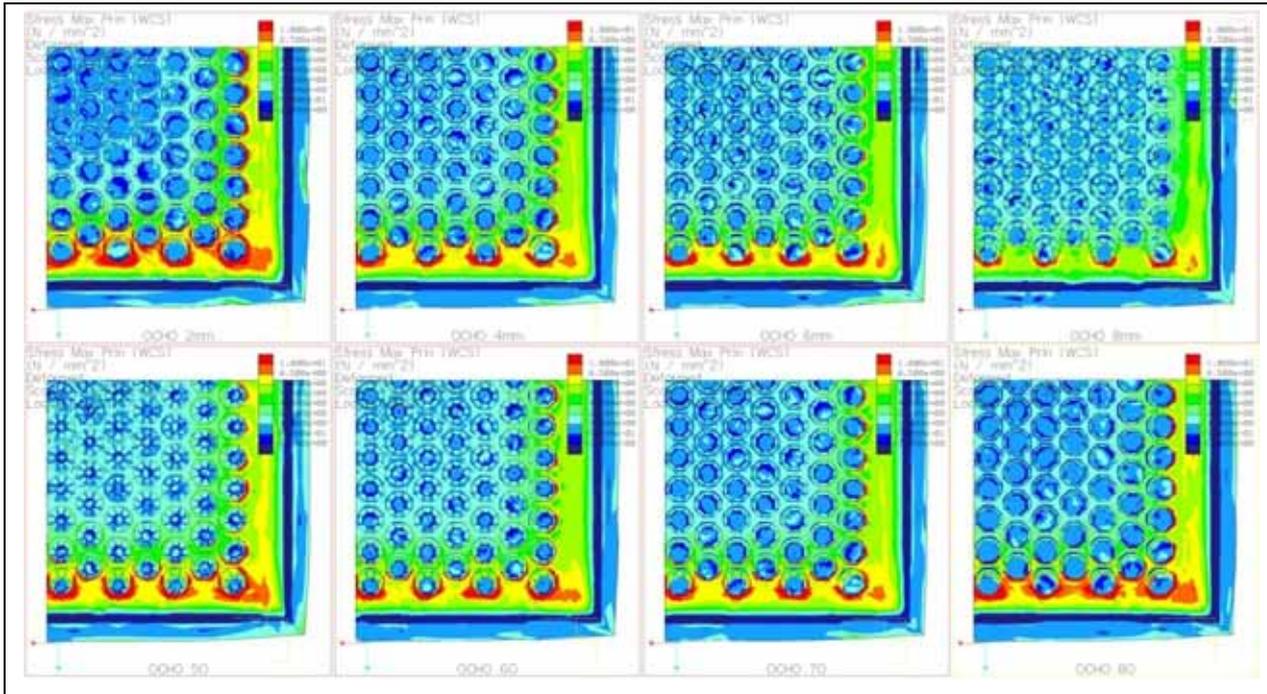


Figura 4.89–Gráfico de isotensiones σ_1 ensayo TÉRMIICO para OCHO

Dado que la carga térmica ha sido aplicada sobre la cara esmaltada, y que la superficie externa del relieve se encuentra sometida a la restricción de temperatura $T_{inf}=20^{\circ}\text{C}$ como recoge el código de edificación en el documento DB SE-AE, las mayores tensiones de tracción se darán precisamente en la superficie externa del relieve por acaparar el mayor gradiente térmico y estar restringida.

En particular, se aprecia que estas tensiones son mayores alrededor de las aristas perimetrales del relieve. La explicación es doble. Por un lado, las secciones no teseladas gozan de espesor constante y por tanto mayor masa. Por otra parte, las aristas perimetrales sufren el mayor movimiento diferencial al absorber el sumatorio de desplazamientos en última instancia.

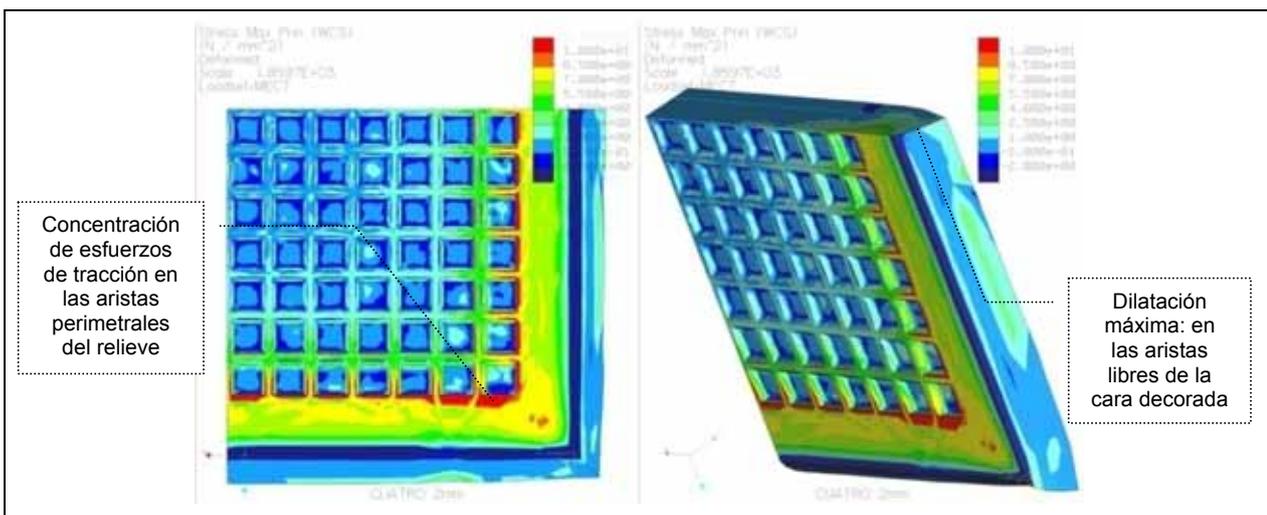


Figura 4.90–Picos de σ_1 para el ensayo TÉRMIICO y cambios dimensionales. Ejemplo CUATRO.

Cabe destacar cómo la pieza se dilata por la acción de la tensión térmica. Puesto que la superficie exterior del relieve ha sido anulada en traslación, el mayor desplazamiento se da en los bordes libres de la cara esmaltada. En un sistema pavimento formado por varias decenas de estas piezas, las juntas por baldosa y juntas de dilatación, deben ser calculadas de manera que sean capaces de absorber este cambio dimensional. En caso contrario, las baldosas interaccionarían generando grandes fuerzas de compresión en los bordes libres que en general provocan el deterioro acelerado del sistema debido a la aparición de defectos típicos como son los abombamientos, agrietamientos y finalmente desprendimientos y ruptura.

Debido al alto módulo de elasticidad (E), las deformaciones son relativamente pequeñas, sin embargo, para las mayores tensiones, los desplazamientos calculados en el eje z varían entre 0.004 y 0.006 mm, lo cual puede ser problemático si las juntas no se diseñan correctamente.

4.5.3. Tensión mínima principal

- **Valores máximos**

Para la tensión mínima principal, encontrar una tendencia resulta complicado en todas las versiones. Algunos modelos como UNO, TRES y CUATRO apenas experimentan variación con los cambios de P y β , mientras que CINCO y SIETE siguen cierta tendencia negativa, y finalmente SEIS y OCHO ofrecen valores erráticos.

	BASE	CERO	UNO	TRES	CUATRO	CINCO	SEIS	SIETE	OCHO	
ρ	2	-51.19	-54.98	-50.60	-54.21	-54.79	-51.19	-57.07	-52.40	-71.25
	4	-51.19	-54.98	-50.63	-51.33	-42.76	-60.55	-59.03	-53.27	-48.86
	6	-51.19	-54.98	-51.89	-53.35	-44.92	-66.25	-41.59	-61.51	-51.29
	8	-51.19	-54.98	-48.66	-52.34	-44.46	-61.02	-53.31	-60.94	-65.41
β	50	-51.19	-54.98	-50.11	-49.08	-57.56	-53.28	-59.61	-43.65	-66.08
	60	-51.19	-54.98	-50.31	-50.16	-45.71	-55.34	-56.68	-57.97	-71.13
	70	-51.19	-54.98	-50.63	-51.33	-42.76	-60.55	-59.03	-53.27	-48.86
	80	-51.19	-54.98	-50.97	-52.53	-44.46	-61.02	-53.31	-97.82	-59.13

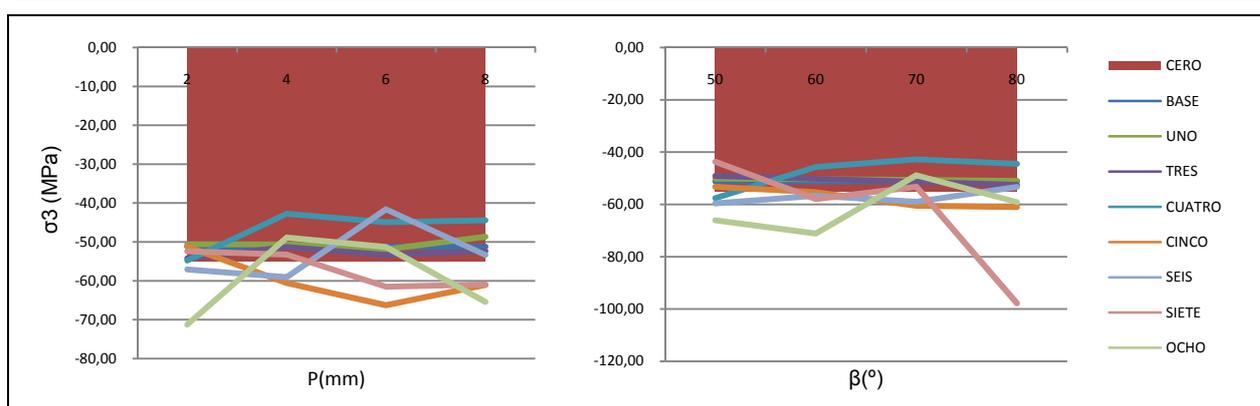


Tabla 4.23–Valores máximos de σ_3 para el ensayo TÉRMICO (MPa)

Las variaciones son, en cualquier caso, pequeñas. En relación a los cambios de P, σ_3 varía entre -66.25 y -41.59 MPa correspondientes a CINCO(6mm) y SEIS(6mm). Con respecto a β , los extremos son -97.82 y -43.65 MPa aparecidos para SIETE(80°) y SIETE(50°), si bien es cierto que el valor de -97.82 MPa para SIETE(80°) desafía por completo la tendencia de la gráfica. Por tanto, para un análisis más acertado, conviene estudiar con detalle la distribución de tensiones.

Con respecto a CERO, las versiones en P mejoran la respuesta en un 2% como media. Las versiones en β , por su parte, también mejoran la respuesta un 2%, si se excluye el valor de SIETE(80°), que obviamente sale de la tendencia.

En cuanto a la BASE, como ocurría en el ensayo de flexión, las tensiones máximas de compresión se aproximan, con una diferencia de apenas el 6% respecto de los modelos teselados.

Finalmente, se aprecia que en ningún caso se contradice el criterio de Rankine, y por tanto las piezas no deberían romper, por compresión, debido a la acción térmica simulada. En su promedio, las cargas de compresión tienen un valor de -54MPa, que resulta un valor mucho más favorable que el promedio calculado para tracción de 32 MPa. Por tanto, para cargas térmicas, es de esperar el fallo por tracción.

Dado que en todo momento se supone linealidad, una carga térmica idéntica pero en sentido contrario (descenso de temperatura) provocaría una contracción del material del mismo rango y cargas de ruptura inversas.

- **Distribución de tensiones**

En esta ocasión, la escala única ha sido $\sigma_{inf}=0$ y $\sigma_{sup}=-40$ MPa.

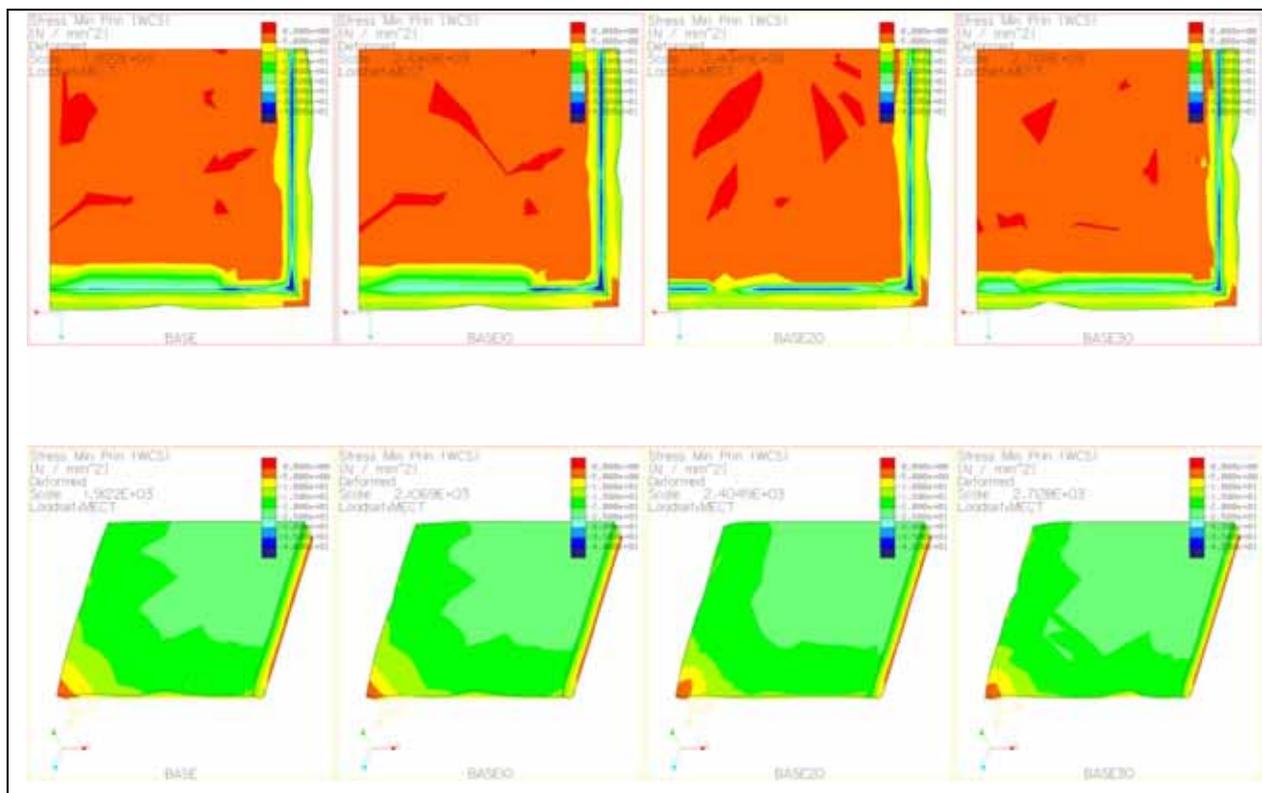


Figura 4.91–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo TÉRMICO para BASE

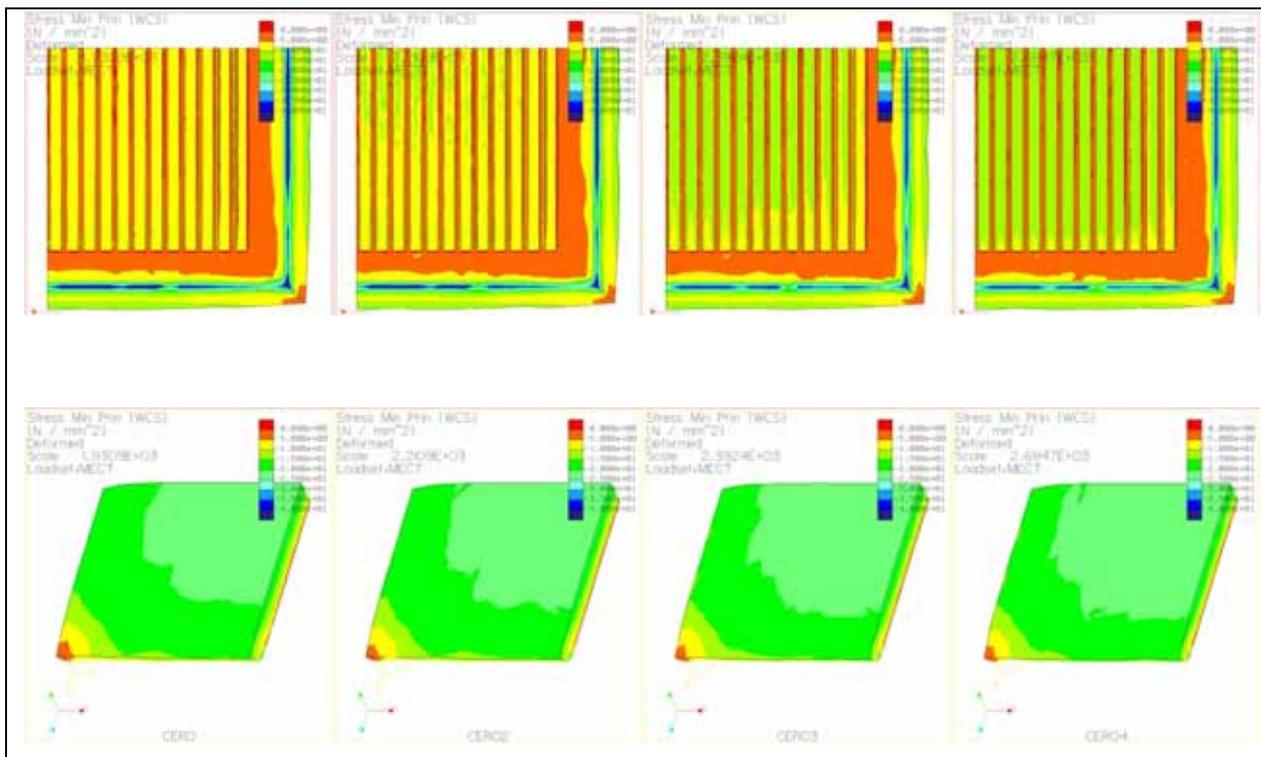


Figura 4.92–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo TÉRMIICO para CERO

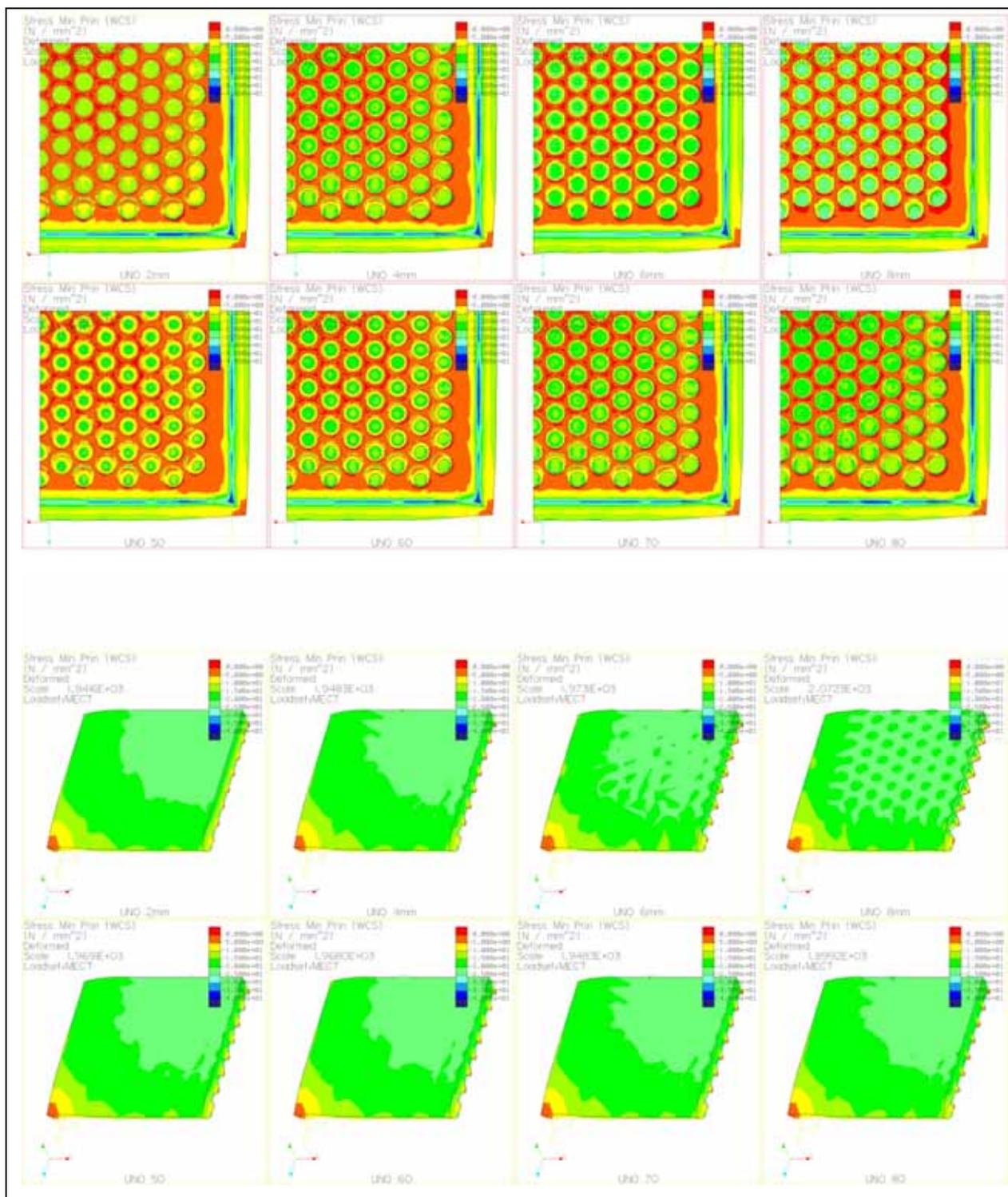


Figura 4.93–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo TÉRMICO para UNO

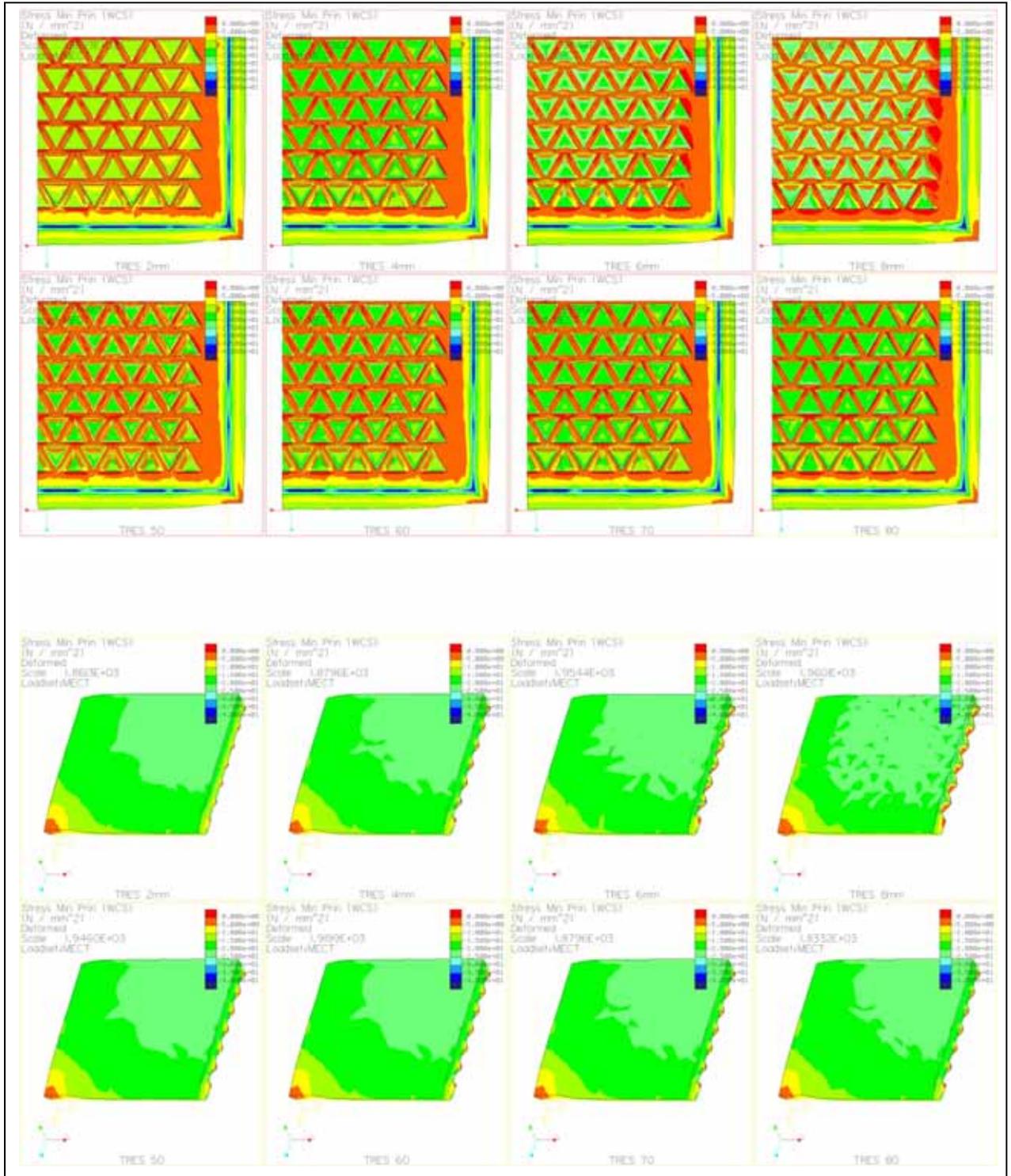


Figura 4.94–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo TÉRMIICO para TRES

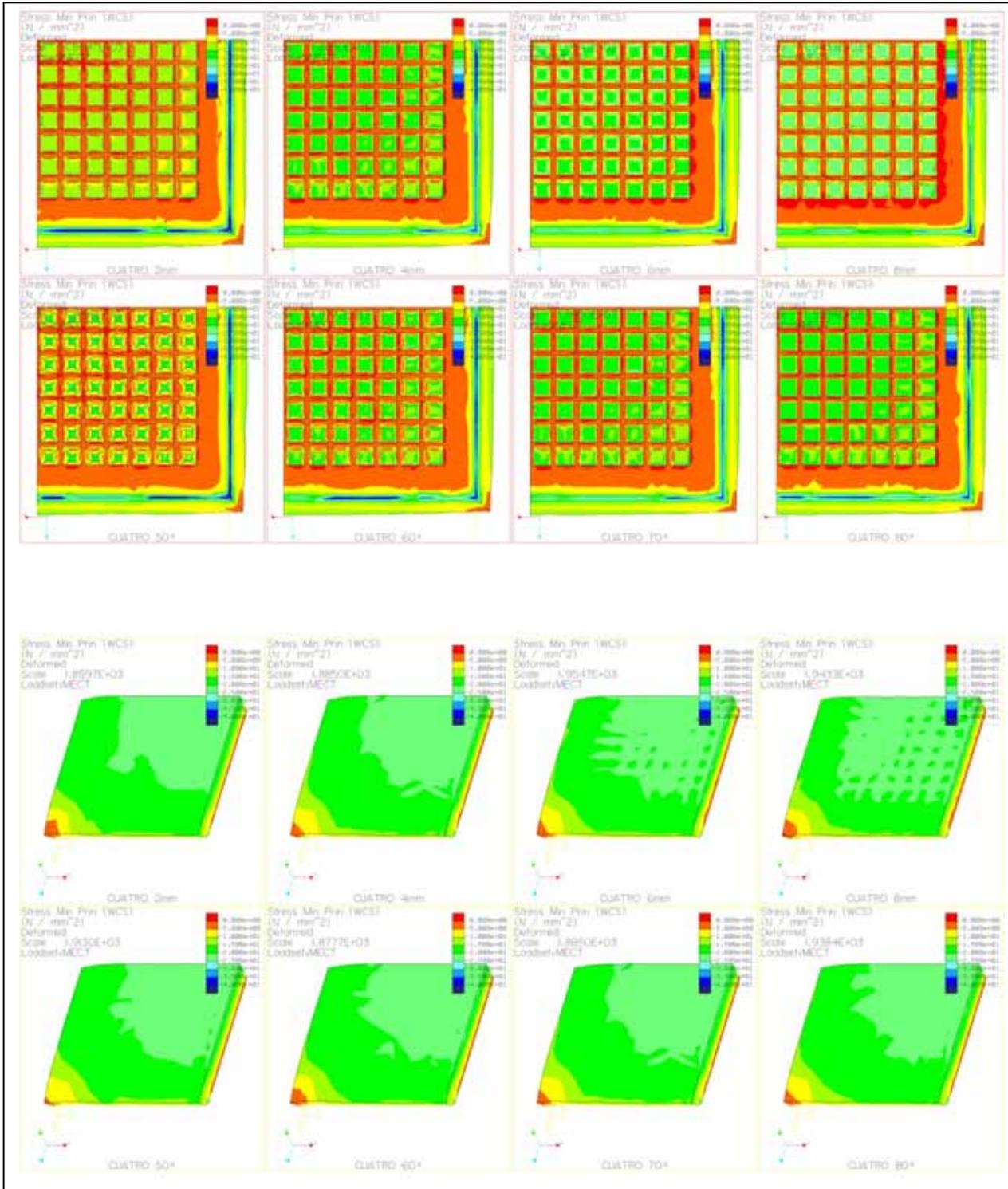


Figura 4.95–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo TÉRMICO para CUATRO

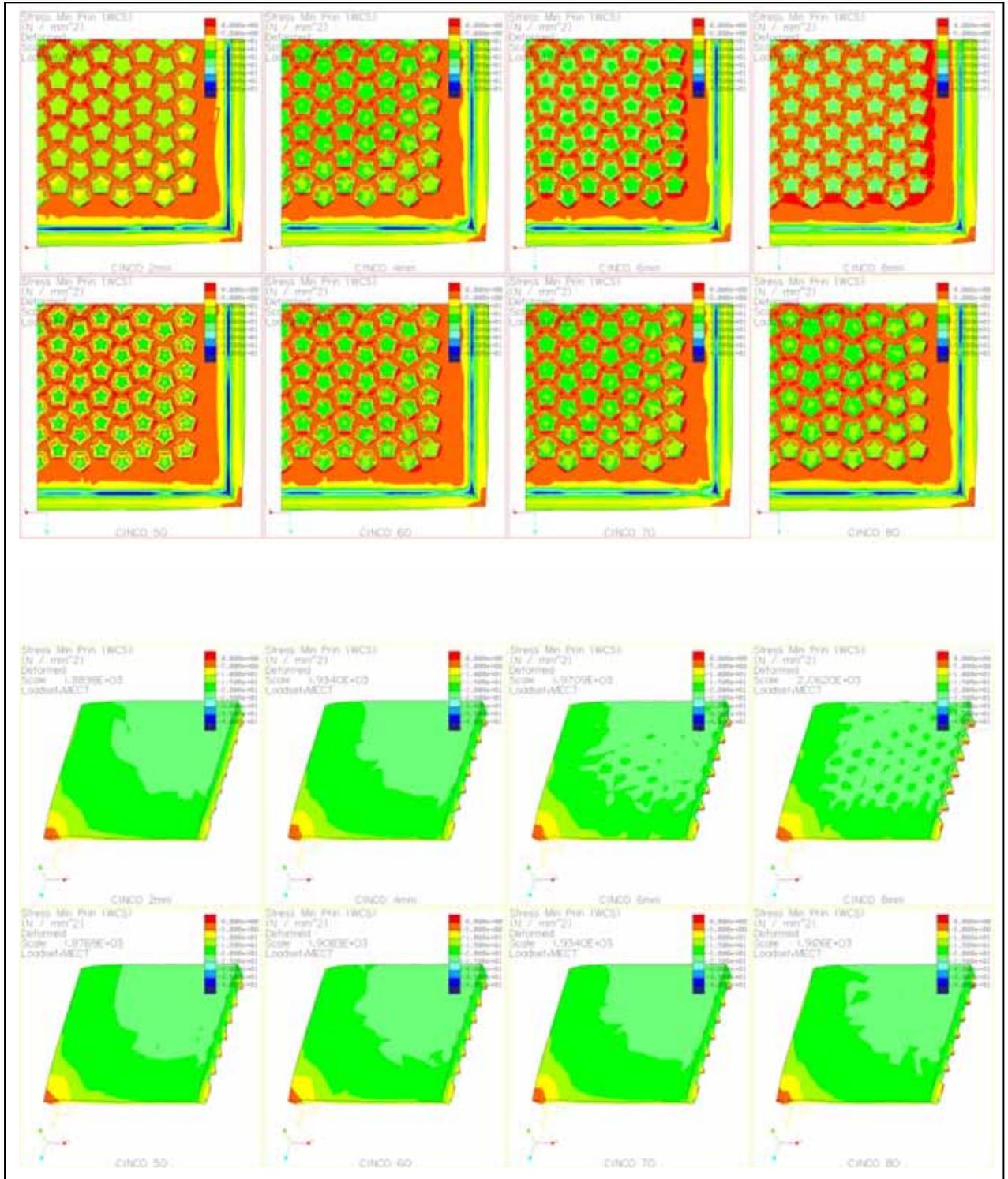


Figura 4.96–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo TÉRMICO para CINCO

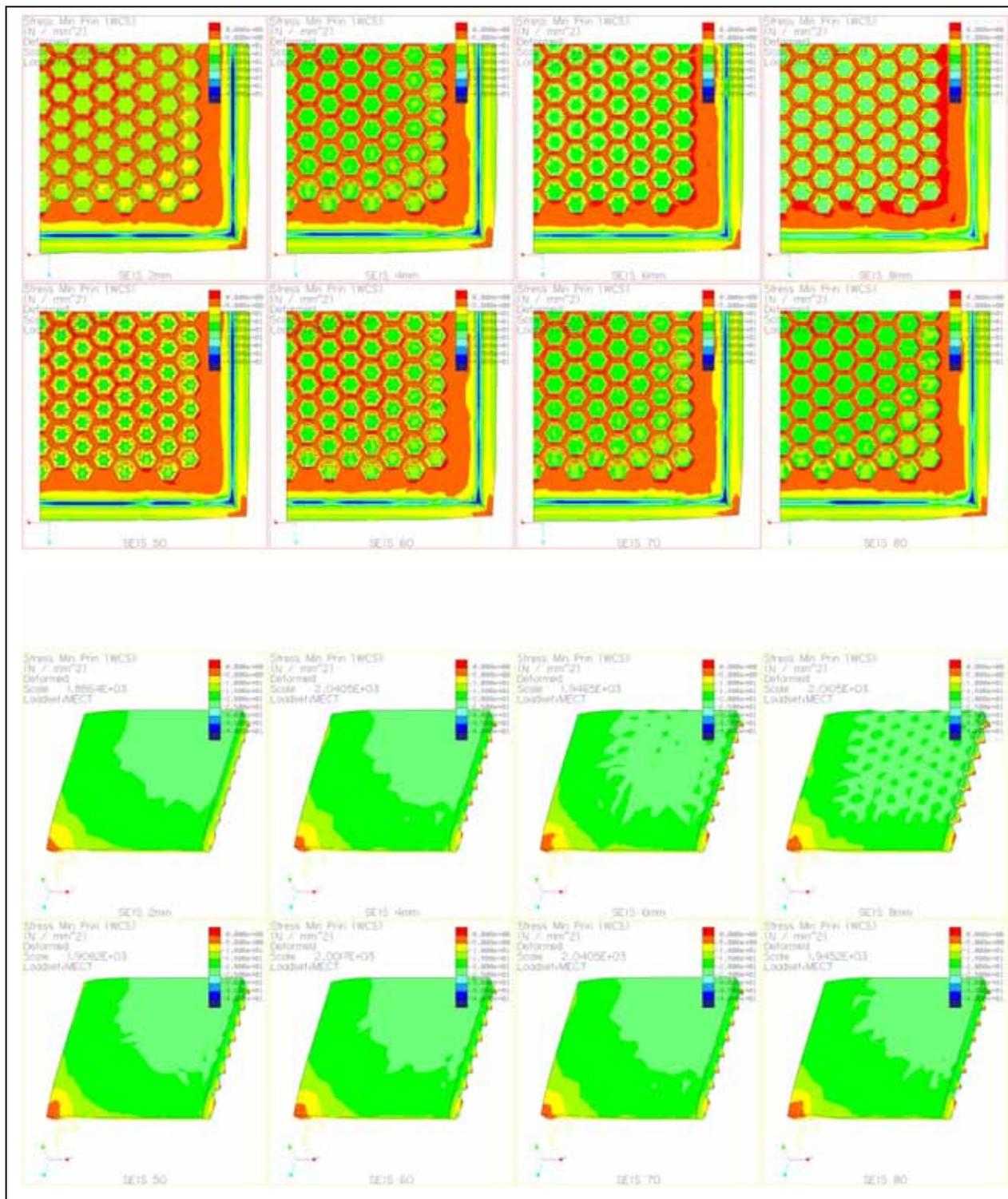


Figura 4.97–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo TÉRMICO para SEIS

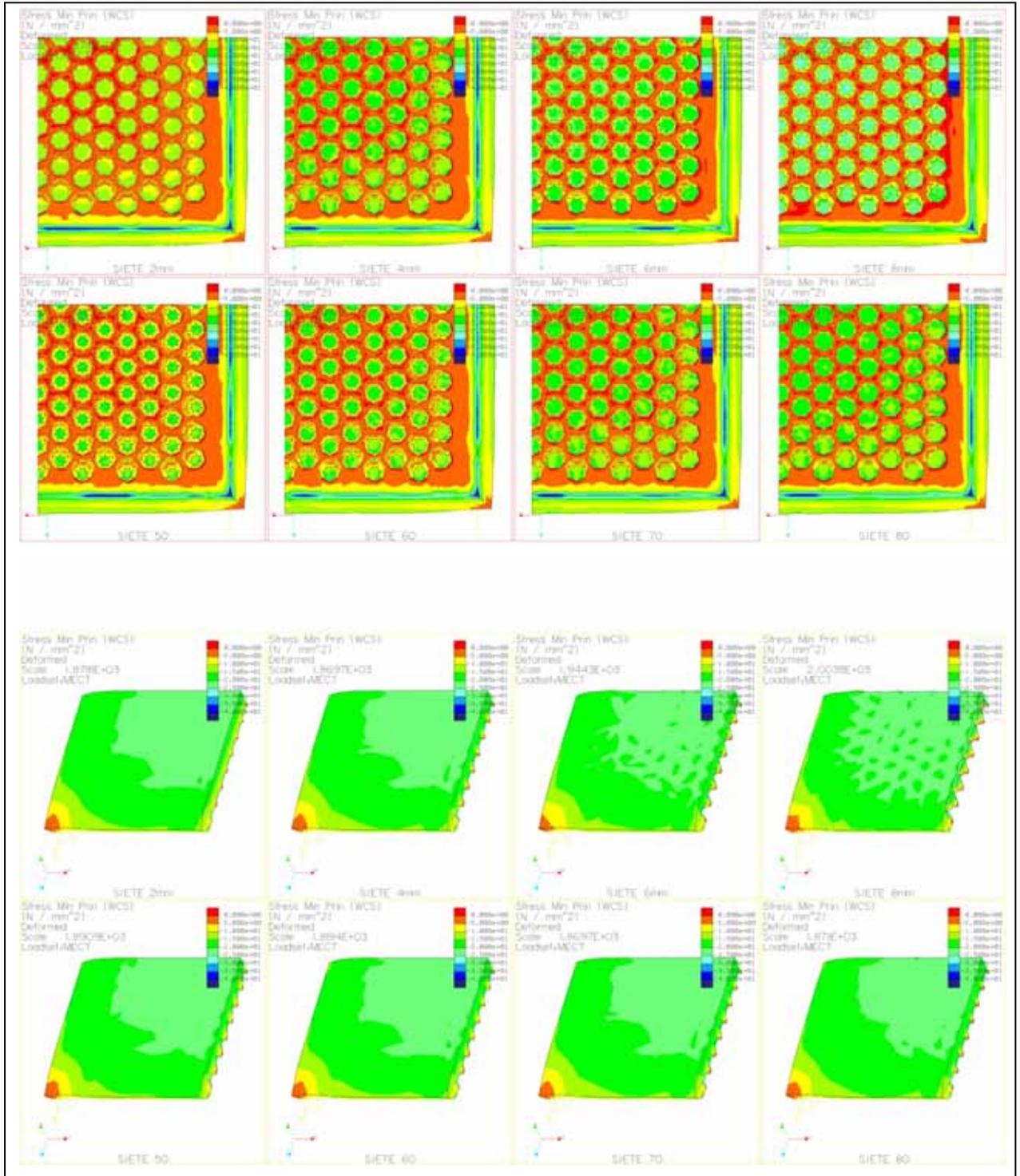


Figura 4.98–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo TÉRMICO para SIETE

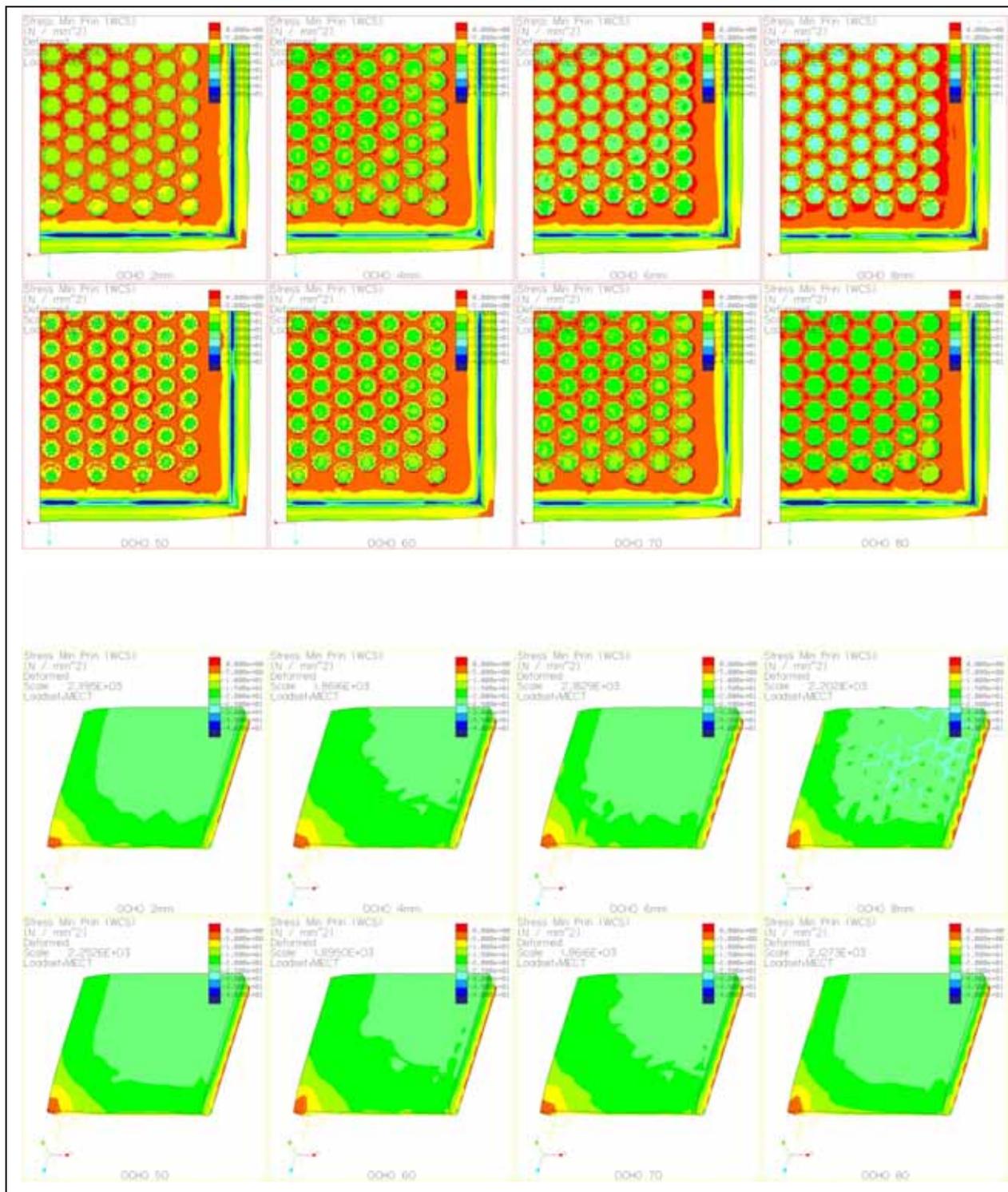


Figura 4.99–Gráfico de isotensiones σ_3 ensayo TÉRMICO para OCHO

En los distintos gráficos de isotensiones se puede apreciar que las máximas compresiones se dan en extremos libres de la cara no vista de la pieza. El cuerpo, debido al aumento de temperatura, tiende a dilatarse y puesto que la superficie inferior del relieve está “quasi-empotrada” en el mortero, ésta está sometida a compresión. Además, esta es un área de interfase entre la baldosa y el aire, lo cual obviamente también incrementa las tensiones. Por otro lado, el hecho de que las mayores contracciones se den en una zona alejada de las teselaciones explica la escasa influencia que la geometría del relieve tiene sobre estos esfuerzos.

También en la cara esmaltada aparecen tensiones de compresión, concentradas alrededor del centro geométrico de la cara y disipándose hacia los vértices. Para valores altos tanto de P como de β se aprecia la aparición de pequeños “parches” aislados de tensión menos negativa. Esta situación eleva el rango de tensiones en la cara y por tanto incrementa la posibilidad de fallos superficiales.

El caso más crítico se observa para OCHO(8mm), tal y como muestra la figura siguiente.

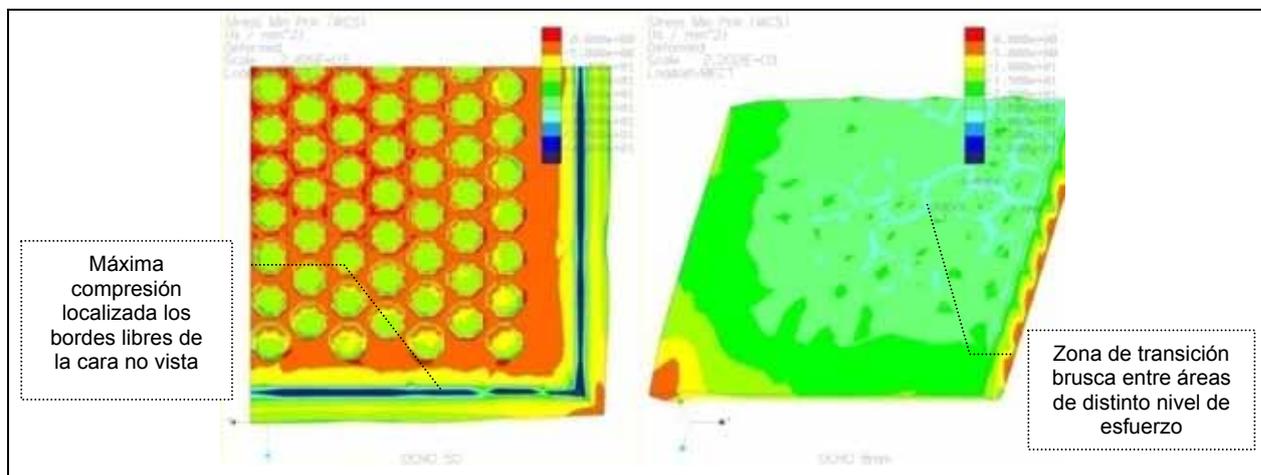


Figura 4.100–Áreas de distinto grado de compresión para el relieve y la cara decorada

4.6. APLICACIÓN DE LOS CRITERIOS DE COMPARACIÓN

En el capítulo de “MATERIALES Y MÉTODOS” se definieron una serie de coeficientes de comparación que, teniendo en cuenta tanto el ahorro másico como la respuesta mecánica y térmica, permitían equiparar de forma sencilla a los modelos y sus respectivas versiones. Estos tres coeficientes, $C1$, $C2$ y $C3$, ponen en relación las propiedades de los modelos aligerados con el modelo patrón CERO. En concreto:

$$C1 = \frac{M_{versión}}{M_{CERO}}$$

$$C2 = C_{2_{uniforme}} + C_{2_{puntual}} + C_{2_{flexión}} + C_{2_{térmico}} = \frac{\sigma_{1u_{versión}}}{\sigma_{1u_{CERO}}} + \frac{\sigma_{1p_{versión}}}{\sigma_{1p_{CERO}}} + \frac{\sigma_{1f_{versión}}}{\sigma_{1f_{CERO}}} + \frac{\sigma_{1t_{versión}}}{\sigma_{1t_{CERO}}}$$

$$C3 = C_{3_{uniforme}} + C_{3_{puntual}} + C_{3_{flexión}} + C_{3_{térmico}} = \frac{\sigma_{3u_{versión}}}{\sigma_{3u_{CERO}}} + \frac{\sigma_{3p_{versión}}}{\sigma_{3p_{CERO}}} + \frac{\sigma_{3f_{versión}}}{\sigma_{3f_{CERO}}} + \frac{\sigma_{3t_{versión}}}{\sigma_{3t_{CERO}}}$$

Donde “u” denota ensayo “UNIFORME”, “p” ensayo “PUNTUAL”, “f” ensayo “FLEXION” y “t” ensayo “TÉRMICO”.

Finalmente el definitivo coeficiente global de comparación C_{global} debía ser calculado como:

$$C_{global} = C1 \times (C2 + C3)$$

En todos los casos, los coeficientes fueron definidos de manera que su valor fuera tanto más favorable cuanto más se aproximara a cero.

4.6.1. Cálculo de los coeficientes de comparación

En base al los resultados obtenidos y expuestos en el presente capítulo, se han calculado los valores de estos coeficientes, que se muestran en la siguiente tabla. Los mínimos por coeficiente y versión (en P o en β) se han resaltado en gris claro (valores más idóneos), mientras que los máximos aparecen en gris oscuro (valores menos idóneos):

COEF.	VERSION	MODELO								VALORES	
		UNO	TRES	CUATRO	CINCO	SEIS	SIETE	OCHO	MINIMO	MAXIMO	
C1	P	2	0.97	0.96	0.97	0.98	0.97	0.94	0.98	0.69	0.98
		4	0.89	0.87	0.89	0.90	0.89	0.91	0.82		
		6	0.81	0.78	0.80	0.82	0.80	0.84	0.74		
		8	0.73	0.69	0.72	0.74	0.72	0.76	0.74		
	β	50	0.94	0.91	0.95	0.94	0.94	0.95	0.95	0.86	0.95
		60	0.92	0.89	0.91	0.92	0.91	0.93	0.92		
		70	0.89	0.87	0.89	0.90	0.89	0.91	0.90		
		80	0.87	0.86	0.87	0.88	0.86	0.89	0.88		
C2_U	P	2	0.82	0.57	0.66	0.61	0.71	0.83	0.92	0.57	5.47
		4	0.75	0.59	0.73	0.76	0.78	0.91	0.58		
		6	0.77	0.81	0.93	0.93	0.76	0.83	0.80		
		8	2.47	2.25	2.45	2.20	2.04	5.47	1.96		
	β	50	0.80	0.49	0.70	0.62	0.69	1.05	0.77	0.49	1.23
		60	0.56	0.51	0.64	0.56	0.80	0.70	0.57		
		70	0.75	0.59	0.73	0.76	0.78	0.91	0.58		
		80	0.77	0.67	0.84	0.72	1.03	1.23	0.77		
C3_U	P	2	1.59	1.26	1.46	1.39	1.57	1.58	2.03	0.71	2.03
		4	0.98	0.84	0.92	0.91	1.01	0.92	1.04		
		6	0.71	0.80	0.85	0.79	0.78	0.83	1.37		
		8	1.46	1.25	1.19	1.76	1.27	1.81	1.35		
	β	50	1.77	1.19	1.40	1.23	1.36	1.67	1.64	0.78	1.77
		60	1.13	1.04	1.09	1.05	1.16	1.05	1.33		
		70	0.98	0.84	0.92	0.91	1.01	0.92	1.04		
		80	0.79	0.78	0.85	0.89	0.87	1.22	1.08		
C2_P	P	2	1.03	0.83	0.90	0.77	1.05	0.93	1.08	0.69	3.23
		4	0.69	0.85	0.87	0.83	0.78	0.74	0.73		
		6	1.04	1.02	1.20	1.14	1.17	0.95	0.96		
		8	3.06	3.23	2.83	3.10	3.02	1.97	3.00		
	β	50	0.82	0.60	0.85	0.80	0.73	1.34	0.87	0.60	1.34
		60	0.67	0.75	0.67	0.64	0.76	0.88	0.67		
		70	0.69	0.85	0.87	0.83	0.78	0.74	0.73		
		80	0.82	0.94	0.89	0.78	1.10	1.19	0.91		
C3_P	P	2	1.69	1.48	1.71	1.50	1.78	1.95	2.28	0.82	2.28
		4	0.97	0.99	1.12	1.03	1.16	1.04	1.20		
		6	0.82	0.85	0.95	0.87	0.89	0.94	1.58		
		8	1.48	1.40	1.72	1.12	1.27	2.20	1.53		
	β	50	1.49	1.39	1.62	1.36	1.45	1.55	1.89	0.84	1.89
		60	1.24	1.22	1.15	1.21	1.32	1.26	1.55		
		70	0.97	0.99	1.12	1.03	1.16	1.04	1.20		
		80	0.84	0.87	0.92	0.95	1.02	1.04	1.12		
C2_F	P	2	1.37	1.11	1.14	1.92	1.05	1.63	1.18	1.05	4.90
		4	1.83	1.76	1.53	2.65	1.52	3.10	1.55		
		6	2.54	2.29	1.84	2.86	1.84	4.26	2.09		
		8	2.38	2.55	1.89	2.37	1.98	4.90	2.16		
	β	50	1.64	1.41	1.08	1.28	1.47	2.44	1.29	1.08	5.71
		60	1.83	1.63	1.27	2.14	1.53	2.57	1.41		
		70	1.83	1.76	1.53	2.65	1.52	3.10	1.55		
		80	2.23	1.91	1.57	2.48	1.66	5.71	1.63		
C3_F	P	2	1.11	1.00	1.05	1.06	1.04	1.08	1.00	1.00	1.54
		4	1.23	1.16	1.08	1.21	1.20	1.27	1.08		
		6	1.33	1.28	1.16	1.27	1.26	1.31	1.14		
		8	1.50	1.54	1.21	1.51	1.48	1.18	1.18		
	β	50	1.14	1.09	1.02	1.10	1.13	1.15	1.09	1.02	1.32
		60	1.17	1.12	1.08	1.12	1.13	1.20	1.09		
		70	1.23	1.16	1.08	1.21	1.20	1.27	1.08		
		80	1.27	1.19	1.15	1.19	1.22	1.32	1.09		
C2_T	P	2	1.35	1.72	0.87	0.86	1.07	2.10	1.58	0.24	2.10
		4	0.89	1.07	0.53	0.64	0.75	1.09	0.92		
		6	0.73	0.84	0.24	0.29	0.32	0.77	0.77		
		8	0.54	0.47	0.49	0.56	0.69	0.51	0.59		
	β	50	1.05	1.30	0.65	0.69	0.88	1.55	1.00	0.49	1.55
		60	0.99	1.25	0.62	0.72	0.76	1.23	1.01		
		70	0.89	1.07	0.53	0.64	0.75	1.09	0.92		
		80	0.92	1.05	0.49	0.56	0.69	0.77	1.09		
C3_T	P	2	0.92	0.99	1.00	0.93	1.04	0.95	1.30	0.76	1.30
		4	0.92	0.93	0.78	1.10	1.07	0.97	0.89		
		6	0.94	0.97	0.82	1.21	0.76	1.12	0.93		
		8	0.89	0.95	0.81	1.11	0.97	1.11	1.19		
	β	50	0.91	0.89	1.05	0.97	1.08	0.79	1.20	0.78	1.78
		60	0.92	0.91	0.83	1.01	1.03	1.05	1.29		
		70	0.92	0.93	0.78	1.10	1.07	0.97	0.89		
		80	0.93	0.96	0.81	1.11	0.97	1.78	1.08		

Tabla 4.24-Valores de los coeficientes de comparación C1, C2 y C3. "U" denota en ensayo "UNIFORME", "P" ensayo "PUNTUAL", "F" ensayo "FLEXION" y "T" ensayo "TÉRMICO"

Como se puede apreciar, la mayoría de valores máximos aparecen en los modelos SIETE y OCHO, mientras que los mínimos se concentran en las versiones de TRES y CUATRO. En cuanto a los resultados por versión, los máximos tienen lugar en los extremos de los rangos de variación de P y β , es decir, $P=\{2,8\}$ mm y/o $\beta=\{50,80\}^\circ$. Por contra, los menores valores se dan en las versiones intermedias, estos es, $P=\{4,6\}$ mm y/o $\beta=\{60,70\}^\circ$, aunque no de forma tan contundente. Se demuestra con ello que los picos de tensión son más dependientes de los parámetros P y β que de la geometría del relieve, mientras que los valores mínimos, al contrario, dependen más de la morfología del modelo que de la profundidad y/o ángulo de pared.

4.6.2. Cálculo del coeficiente de comparación global

En todo caso, para la mayoría de los coeficientes existen varios modelos con valores muy similares, por lo que resulta conveniente el cálculo de un coeficiente global que unifique a los anteriores ofreciendo un resultado más comprensivo. Este coeficiente C_{global} , se expone en la siguiente tabla:

COEFICIENTE	VERSION	MODELO							VALORES		
		UNO	TRES	CUATRO	CINCO	SEIS	SIETE	OCHO	MINIMO	MAXIMO	
C_{global}	P	2	9.60	8.64	8.53	8.81	9.03	10.33	11.09	6.25	14.65
		4	7.37	7.15	6.71	8.20	7.32	9.12	6.56		
		6	7.20	6.93	6.42	7.67	6.25	9.21	7.17		
		8	10.05	9.44	9.06	10.17	9.15	14.65	9.63		
	β	50	9.07	7.62	7.94	7.58	8.23	10.99	9.23	6.52	12.67
		60	7.79	7.52	6.68	7.76	7.74	9.26	8.23		
		70	7.37	7.15	6.71	8.20	7.32	9.12	7.18		
		80	7.43	7.16	6.52	7.60	7.40	12.67	7.69		

Tabla 4.25-Valores de del coeficiente global de comparación C_{global}

Atendiendo a los valores del C_{global} , se puede concluir de forma más precisa, que el modelo SIETE presenta los valores más altos del coeficiente, mientras que CUATRO y SEIS presentan los menores. Por versiones, los valores máximos se dan para $P=8$ mm y $\beta=80^\circ$, y los mínimos para $P=6$ mm y también $\beta=80^\circ$, lo cual es en cierta medida confuso. Para aclarar este punto, se calculan a continuación los agregados de los coeficientes.

• **Agregados del coeficiente de comparación global**

Para confirmar las tendencias detectadas mediante C_{global} , se ha calculado el agregado de C_{global} máximo y mínimo, tanto por modelo como por versión, tal y como se observa a continuación: siguientes tablas:

	MODELO						
	UNO	TRES	CUATRO	CINCO	SEIS	SIETE	OCHO
MIN P	7.20	6.93	6.42	7.67	6.25	9.12	6.56
MIN β	7.37	7.15	6.52	7.58	7.32	9.12	7.18
MAX P	10.05	9.44	9.06	10.17	9.15	14.65	11.09
MAX β	9.07	7.62	7.94	8.20	8.23	12.67	9.23
AGREGADO	33.68	31.14	29.94	33.61	30.96	45.56	34.06

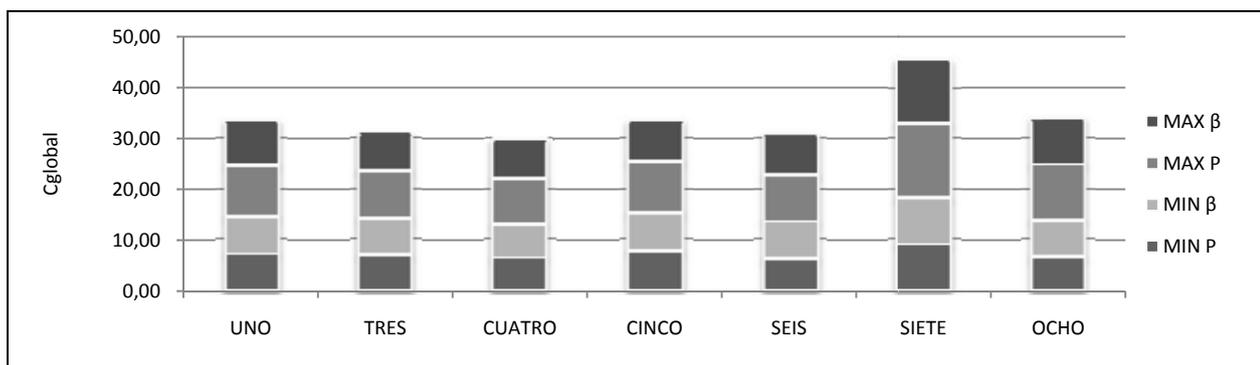


Tabla 4.26-Valor agregado del coeficiente global de comparación C_{global} máximo y mínimo por modelo

VERSIÓN	MINIMO	MAXIMO	AGREGADO
2	8.53	11.09	19.62
4	6.56	9.12	15.68
6	6.25	9.21	15.47
8	9.06	14.65	23.71
50	7.58	10.99	18.57
60	6.68	9.26	15.94
70	6.71	9.12	15.83
80	6.52	12.67	19.20

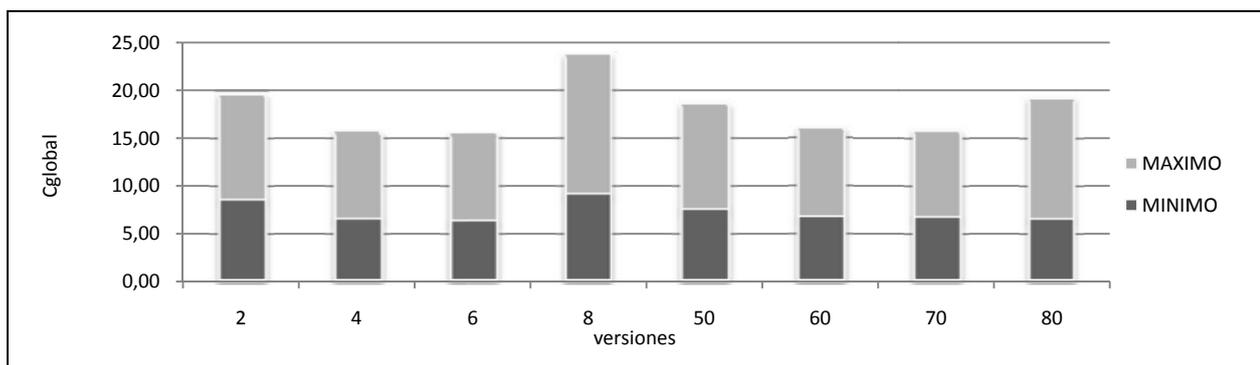


Tabla 4.27-Valor agregado del coeficiente global de comparación C_{global} máximo y mínimo por versión

El cálculo del agregado por modelo confirma que los modelos óptimos son CUATRO y SEIS, mientras que el modelo pésimo es SIETE. Por su parte, el agregado por versión, clarifica que los valores extremos $P=\{2, 8\}$ mm y/o $\beta=\{50, 80\}^\circ$ son los menos indicados, mientras que los más aconsejables coinciden con los valores medios $P=\{4, 6\}$ mm y/o $\beta=\{60, 70\}^\circ$.

CAPÍTULO V: COMPROBACIÓN EXPERIMENTAL

5. COMPROBACIÓN EXPERIMENTAL

Como se citó al inicio del presente documento, esta tesis ha sido parcialmente financiada y realizada en cooperación con la empresa KEROS CERÁMICA S.A., a través de los proyectos:

- ✓ “ESTUDIO DE VIABILIDAD DE LA PRODUCCIÓN DE BALDOSAS CERÁMICAS DE BAJA DENSIDAD. PROYECTO ECOLIGHT”, subvencionado por el Ministerio de Industria, Turismo y Comercio mediante ayuda del Programa de Fomento de la Investigación Técnica “PROFIT” de 2006 (Plan Nacional de I+D+I 2004-2007, Programa Nacional de Diseño y Producción Industrial) número de expediente FI.020400-2006-209
- ✓ “INTEGRACIÓN DE LOS PROCESOS DE ESMALTADO Y DECORACIÓN PARA LA FABRICACIÓN DE LA BALDOSA CERÁMICA ECOLIGHT. PROYECTO DECOLIGHT”, subvencionado por el Ministerio de Educación y Ciencia mediante ayuda del Programa de Estímulo de Transferencia de Resultados de la Investigación “PETRI” de 2006 (Plan Nacional de I+D+I 2004-2007), número de expediente PET2006_0081.

Esta colaboración ha permitido la comprobación experimental (en el sentido de realista e industrial) de las hipótesis y resultados obtenidos en la tesis. En particular, se ha profundizado en el estudio de la modelo hexagonal (SEIS en la tesis), por ser ésta una de las configuraciones que mejores ratios de ahorro másico así como respuesta estructural ha ofrecido de forma teórica.

Se han realizado numerosas pruebas tanto en el laboratorio como en la planta productiva, siendo el ensayo más relevante el de flexión en cocido, así como la ejecución de ciclos completos de fabricación. A continuación se exponen los principales hallazgos de ambos experimentos.

5.1. ENSAYO EXPERIMENTAL DE FLEXIÓN

Dado que la empresa comercializa fundamentalmente formatos grandes, y que la tecnología disponible (especialmente la prensa) se adecuaba mejor a unas mayores dimensiones de baldosa, los experimentos fueron realizados sobre piezas de 300*300 mm² y espesor máximo 10mm. La densidad aparente de las pieza alcanzó alrededor de los 2100 Kg/m³ y la porosidad entre 0.5 y 1.5%. El ciclo de cocción se ajustó a 45 minutos, en los cuales se observó que la gresificación era completa.

Las pruebas de flexión se efectuaron sobre 6 baldosas estándar (EST1, EST2...EST6) y 6 baldosas con relieve al dorso hexagonal (HEX1, HEX2...HEX6), de profundidad de costilla entre 5 y 7 mm, y ángulo de pared entre 60 y 80° mediante el equipo “GABBRIELLI CRONOMETRO BOX GRAB2” que permitió la lectura directa de la fuerza de rotura F_{rotura} en newtons, según lo establecido en la norma EN ISO 10545-4.

Los resultados obtenidos para la pieza ESTÁNDAR se exponen en la siguiente tabla:

MUESTRA	L (mm)	b (mm)	F _{rotura} (N)	h (mm)	R _{EST} (MPa)
EST1	250.00	333.00	3165.20	10	37.88
EST2	250.00	333.00	3165.20	10	38.68
EST3	250.00	333.00	3159.40	10	39.42
EST4	250.00	333.00	3157.10	10	39.39
EST5	250.00	333.00	3278.50	10	42.69
EST6	250.00	333.00	3191.90	10	40.68
PROMEDIO				10	39.61

Tabla 5.1-Valores de la resistencia a flexión R obtenidos experimentalmente para la baldosa ESTÁNDAR (MPa)

Para calcular la R del modelo HEXAGONAL, se tuvo en cuenta el espesor normalizado e_n propuesto en la tesis. Puesto que el volumen y el formato de las piezas eran conocidos, se pudo hallar fácilmente el espesor medio e_m y posteriormente e_n en virtud de la fórmula ofrecida en capítulo “RESULTADOS” (ecuación 15). Los valores así calculados se muestran en la siguiente tabla:

MUESTRA	L (mm)	b (mm)	F _{rotura} (N)	e_m (mm)	e_n (mm)	R _{HEX} (MPa)
HEX1	250.00	333.00	1494.35	8.26	6.31	39.98
HEX2	250.00	333.00	1483.12	8.26	6.31	42.93
HEX3	250.00	333.00	1520.53	8.39	6.55	65.97
HEX4	250.00	333.00	1632.34	8.39	6.55	85.94
HEX5	250.00	333.00	1443.54	8.39	6.55	42.04
HEX6	250.00	333.00	1639.27	8.52	6.79	49.11
PROMEDIO					6.45	53.76

Tabla 5.2-Valores de la resistencia a flexión R obtenidos experimentalmente para la baldosa HEXAGONAL (MPa)

Comparando los valores promedio de ambos modelos, se observa que la baldosa HEXAGONAL mejora la resistencia de la baldosa ESTÁNDAR en el siguiente porcentaje:

$$\frac{R_{HEX}}{R_{EST}} = \frac{53.76}{39.61} = 1.36;$$

$$\text{Pocentaje de mejora experimental} = 36\%$$

Ecuación 18: Porcentaje de mejora en la resistencia a flexión R según resultados experimentales

Recuperando los valores de R para CERO y SEIS calculados en la simulación con espesores normalizados en el mismo rango que los espesores normalizados del modelo HEXAGONAL, se aprecia también una mejora sensible:

e_n (mm)	R _{CERO} (MPa)	R _{SEIS} (MPa)
6.33	60.37	90.78
6.69	60.37	88.84
6.69	60.37	88.84
7.07	60.37	78.84
7.51	60.37	72.70
8.05	60.37	88.89
PROMEDIO	60.37	84.82

Tabla 5.3-Valores de la resistencia a flexión R obtenidos en la simulación para CERO y SEIS (MPa)

El valor en este caso de la mejora es:

$$\frac{R_{SEIS}}{R_{CERO}} = \frac{84.82}{60.37} = 1.40;$$

$$\text{Pocentaje de mejora simulado} = 40\%$$

Ecuación 19: Porcentaje de mejora en la resistencia a flexión R según resultados simulados

La similitud en los porcentajes prueba que la relación establecida entre el modelo de referencia CERO y los modelos teselados ha sido adecuada, pues una relación muy similar se observa en la realidad.

Además, destaca el hecho de que el modelo con $P=6\text{mm}$ y $\beta=70^\circ$ fuera el que mejores resultados obtuviese experimentalmente, confirmando lo expuesto en las pautas de diseño propuestas en el capítulo “RESULTADOS”, con una mejora en relación a los modelos de profundidad y ángulo inmediatamente superiores e inferiores del 15%.

Por otro lado, se observa como el cambio de formato afecta sensiblemente a R . Como resulta evidente, a igual o similar espesor, cuanto más grande sea la pieza mayor será la luz (L) entre los apoyos y por tanto la baldosa quebrará frente a sollicitaciones de menor magnitud. En cuanto a los valores numéricos, establecer relaciones a este nivel entre los productos simulados y los reales resulta siempre arriesgado. Ya ha sido comentado que los valores generados por la simulación son tanto más provechosos en cuanto se usan de forma relativa (en comparaciones) debido a la elección bibliográfica de las propiedades de los materiales (densidad, módulo de elasticidad, coeficiente de dilatación térmica...etc.). Además, en relación a las baldosas reales, las formulaciones y los procesos de fabricación no siempre aseguran iguales características para todos los productos, incluso del mismo lote.

5.2. PECULIARIDADES DE LA FABRICACIÓN

Durante la fabricación de la pieza HEXAGONAL se observaron interesantes comportamientos.

Para empezar, las piezas, cuya profundidad de costilla P variaba entre 5 y 7 mm, y el ángulo de pared β entre 60° y 80° , eran viables desde el punto de vista puramente fabril. El prensado, decoración y cocción pudieron llevarse a cabo con éxito, con el porcentaje de producto no conforme habitual.

En cuanto a la prensa en particular, se determinó que una presión de 250 kg/cm^2 era adecuada, el cual es un valor totalmente habitual en la fabricación convencional. La decoración por serigrafía rotativa fue llevada a cabo con éxito, sin embargo, tras la cocción, algunas piezas mostraron el defecto de calidad conocido como “clareado”, consistente en la apreciación de la geometría de la costilla sobre el esmalte (al estilo de una sombra). Este aspecto fue mejorado alargando el ciclo de cocción, lo que permitió una mejor difusión de los materiales del esmalte y de la pasta, a la vez que se mejoraba la gresificación.

Por último, cabe destacar que, aunque el producto con relieve al dorso presentaba un comportamiento mecánico y térmico superior al producto convencional en ausencia de defectos, la probabilidad de grietas internas era mayor. Estas microgrietas eran generadas durante el prensado debido a la geometría reticular del relieve, y provocaban el colapso repentino de la pieza bien en crudo durante la decoración, bien en cocido tras el enfriamiento o en el ensayo de flexión.

El conocimiento de estas peculiaridades, es un primer paso para la mejora de las geometrías y la formulación de nuevas pastas y esmaltes especialmente diseñados para baldosas con relieve al dorso, que modifiquen las limitaciones detectadas.

CAPÍTULO VI: CONCLUSIONES

6. CONCLUSIONES

Esta tesis se propuso el objetivo de evaluar la conveniencia de baldosas cerámicas aligeradas mediante el conformado por prensa hidráulica de relieves al dorso, estableciendo al mismo tiempo las bases para una definición óptima del relieve desde el punto de vista geométrico.

Para ello, se definieron y diseñaron 9 modelos distintos de baldosa (BASE, CERO, UNO, TRES, CUATRO, CINCO, SEIS, SIETE y OCHO), y un total de 70 versiones (en profundidad P y en ángulo de pared β), que fueron sometidas a 4 ensayos de tipo estructural (UNIFORME, PUNTUAL, FLEXIÓN Y TÉRMICO) recogidos en la normativa que aplica a este tipo de cerámica.

Tras decidir que tanto la masa, como las tensiones principales máximas y mínimas eran las magnitudes a tener en cuenta en el estudio, se obtuvieron los esfuerzos máximos de cada versión para cada ensayo así como su distribución. Estos valores aportaron gran cantidad de información para desvelar las claves del comportamiento de los distintos relieves frente a las distintas cargas. Para manejar eficientemente esta información, se definieron 4 coeficientes de comparación (C_1 , C_2 , C_3 y C_{global}), según los cuales se pudo establecer, de forma más rápida y precisa, un orden de idoneidad. Además, se calcularon las cargas que provocan la ruptura de cada versión para cada ensayo, estableciendo la naturaleza (tracción o compresión) de los esfuerzos más perjudiciales en cada caso.

Finalmente, la colaboración con la empresa Keros Cerámica S.A. permitió validar la metodología empleada, bajo el estudio del modelo hexagonal sometido a ciclos reales de fabricación así como al ensayo normalizado de flexión.

Con todo ello, las principales conclusiones de esta tesis, de mayor a menor grado de abstracción, se detallan a continuación:

6.1. COMPARACIÓN ENTRE LOS MODELOS DE REFERENCIA BASE Y CERO

Antes de proceder con las conclusiones propiamente dichas, merece la pena hacer una reflexión sobre el uso de los modelos BASE y CERO en la tesis.

Como ya fue comentado en el capítulo "INTRODUCCIÓN", los pocos estudios que se han hecho sobre baldosas cerámicas mediante elementos finitos han utilizado modelos totalmente idealizados, del tipo BASE aquí expuesto, si bien con formatos distintos.

Sin embargo, los distintos ensayos han demostrado que el modelo BASE tiene un comportamiento muy distinto del modelo CERO (baldosa comercial tradicional con un relieve al dorso de 1mm), especialmente en el caso de simulación de cargas uniformes y puntuales. Esto se debe, más que a la existencia o no del relieve, al modo en que éste condiciona las restricciones de contorno.

Es decir, cuando se simulan cargas uniformes o puntuales, se supone que la baldosa está colocada en el mortero de forma que las traslaciones según los ejes ortogonales xyz de la superficie de contacto se anulan. En el caso de la baldosa ideal BASE, esta superficie se corresponde con la totalidad de la cara no vista (cara posterior o dorso), en cambio, en el caso realista de la baldosa CERO, esta superficie sólo se corresponde con la superficie externa del relieve al dorso, ya que se

considera el caso más desfavorable en que el mortero no es capaz de rellenar el hueco dejado por el relieve, y por tanto, su superficie de contacto es tan sólo alrededor de 60% de la cara no vista.

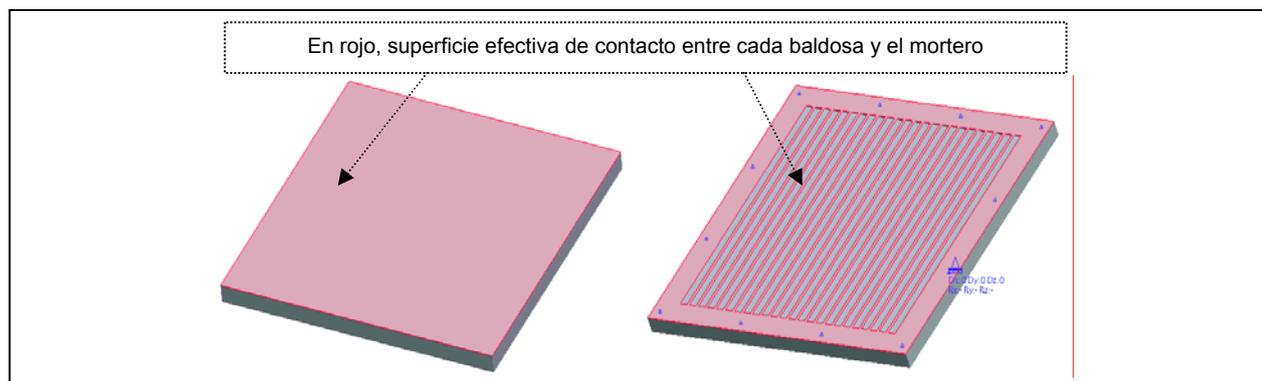


Figura 6.1–Superficies efectivas de contacto entre la baldosa cerámica y el mortero para los modelos de referencia BASE (ideal) y CERO (comercial)

Esta diferencia en la consideración del apoyo ocasiona cambios determinantes en la simulación, y por tanto debe tenerse en cuenta si se pretende un cálculo ajustado a la realidad. En otras palabras, se aconseja el empleo de modelos virtuales con relieve tradicional para la realización de estudios por elementos finitos sobre baldosa cerámica, en lugar de modelos lisos.

Por esto mismo, los coeficientes de comparación han sido calculados con respecto al modelo CERO y no al modelo BASE, como se comenta con detalle seguidamente.

6.2. COMPARACIÓN DE LOS MODELOS CON RELIEVE FRENTE AL MODELO TRADICIONAL CERO.

Estableciendo como patrón al modelo CERO, el cual representa una baldosa comercial tradicional, se pueden formular las siguientes conclusiones:

- ✓ Las baldosas cerámicas aligeradas por relieve al dorso empleadas en esta tesis permiten un ahorro de masa de entre un 2% y un 31%. Estos porcentajes pueden tomarse como referencia, ya que se ha comprobado que masas inferiores conducen a inestabilidad en las condiciones de diseño consideradas, sin embargo, configuraciones de relieves distintas y formulaciones de materiales específicas podrían aumentar este ahorro. Sería por tanto muy adecuado extender el estudio geométrico a la ciencia de materiales para hallar las mejores combinaciones.
- ✓ La reducción de masa por producto traduce en ahorro directo no sólo de materia prima, sino de energía cinética y calorífica, gastos de transporte y colocación de similar porcentaje. En relación a la energía calorífica, especialmente la empleada en la fase de cocción, se podría afirmar que ya no sólo la menor masa, sino el aumento de la superficie de contacto de la pieza con la atmósfera del horno por la ejecución del relieve, provocaría una caída importante del consumo energético por la mejora de los procesos de difusión y desgasificación. Por tanto, es razonable esperar un ahorro en el horno superior al estrictamente proporcional al descenso de masa. Además, también debido al aumento de la superficie específica, el enfriamiento sería más rápido, pudiendo de esta manera el fabricante aumentar sus ratios de producción.

- ✓ Los modelos con relieve se comportan mecánica y térmicamente de manera distinta al producto tradicional (considerado en la tesis como el de bandas paralelas de 1mm de profundidad de relieve). Dependiendo de la sollicitación y de la versión, mejoran o empeoran la respuesta estructural con respecto a este producto tradicional.
- ✓ En cuanto a la mejora, para los el casos de cargas uniformes, puntuales y térmicas, los ratios máximos encontrados varían entre un 2% y un 44%, como se exponen en la siguiente tabla:

		VERSIÓN	P	β	
ENSAYO	UNIFORME	σ_1	mejora máxima	25%	26%
			condiciones	$P \leq 6\text{mm}$	no
		σ_3	mejora máxima	10%	10%
			condiciones	$PC[4,6]\text{mm}$	$\beta=80^\circ$
	PUNTUAL	σ_1	mejora máxima	7%	17%
			condiciones	$P \leq 6\text{mm}$	no
		σ_3	mejora máxima	2%	3%
			condiciones	$P=6$	$\beta=80^\circ$
	TÉRMICO	σ_1	mejora máxima	44%	18%
			condiciones	$P \geq 6\text{mm}$	$\beta \geq 70^\circ$
		σ_3	mejora máxima	2%	2%
			condiciones	no	no

Tabla 6.1-Porcentajes de mejora estructural y requerimientos para la obtención de dichas mejoras mostrados por los modelos teselados considerados en la tesis

Las mejoras son debidas a la distribución más uniforme de los esfuerzos conseguida por la disposición de la masa en forma de retícula en el relieve al dorso.

- ✓ En relación al ensayo de flexión, las versiones teseladas mostraron en todos los casos respuestas más desfavorables (esfuerzos superiores) según el criterio de Rankine, debido a la gran influencia que la sección del producto tiene en este ensayo. Sin embargo, puesto que para el cálculo de la resistencia a flexión R definida por al norma EN ISO 10545-4 se requiere el empleo de un espesor mínimo constante h (ecuación 1), se ha desarrollado un mecanismo para abordar la problemática de evaluar los modelos con relieve al dorso por medio de esta norma. Así, se demostró que es posible considerar un “espesor normalizado e_n ” que puede ser usado en sustitución de h para el cálculo de la resistencia a flexión R . La formulación de este parámetro es (ecuación 15):

$$e_n = 1.81e_m - 8.63$$

Donde e_m es el espesor medio de la baldosa con relieve, calculado como (ecuación 14):

$$e_m = \frac{V_{pieza_teselada}}{formato}$$

Según las aproximaciones de la tesis, este espesor normalizado e_n debe ser entre un 12% y un 31% inferior la espesor medio e_m , excluyendo relieves demasiado profundos ($e_n \geq 5$ mm), los cuales son presumiblemente poco estables y difícilmente fabricables. En estas condiciones, se observa una mejora de la resistencia a flexión de aproximadamente de un 40% con respecto a la baldosa tradicional. Este dato fue comprobado experimentalmente en colaboración con Keros Cerámica S.A., como se ha reflejado en el capítulo “COMPROBACIÓN EXPERIMENTAL”.

Por otro lado, se observa que e_n es muy similar al espesor mínimo para profundidades pequeñas. Consecuentemente, el uso alternativo que propone la norma consistente en considerar el parámetro h igual al espesor mínimo es adecuado, siempre y cuando el relieve no sea demasiado pronunciado, es decir, $P \leq 2\text{mm}$ (lo cual, por otro lado, también es citado en la propia norma).

- ✓ Los resultados anteriores han sido obtenidos sobre piezas acabadas. Es importante destacar que el comportamiento en crudo de la piezas (antes del horno) puede considerarse idéntico al de la piezas cocidas, pero en un intervalo de resistencia mucho menor (módulo de elasticidad en crudo aproximadamente 10 veces inferior al módulo de elasticidad en cocido), por lo que los porcentajes de mejora se mantendrían. Así, aunque una mejora pequeña de la resistencia en cocido es quizá intrascendente para el producto terminado, puede ser vital para el producto en verde, ya que significaría la diferencia entre una fabricación viable o inviable.

Este hecho se pone de manifiesto especialmente durante la fabricación de piezas grandes de formatos alargados (20×40 hasta $40 \times 60 \text{ cm}^2$), cuya resistencia antes de cocción en pequeña en comparación con su tamaño, y deben soportar las cargas térmicas del secado y mecánicas de la decoración. En este contexto, incluso una mejora del 2%, como la citada en la tabla anterior, es significativa. Por tanto, los relieves al dorso pueden mejorar no sólo la adecuación de los productos finales a sus funciones, sino la adecuación de los productos intermedios a sus procesos de fabricación.

- ✓ Finalmente, se destaca que en general, los modelos aligerados son más vulnerables a las tensiones de compresión en el caso de cargas uniformes y puntuales por lo que el defecto más probable será el abombamiento. En el caso de cargas de flexión, los mayores esfuerzos son de tracción, y por tanto el defecto más probable será la grieta. En el ensayo térmico, la vulnerabilidad dependerá del signo del gradiente térmico: gradientes positivos generarán esfuerzos predominantemente de tracción, y gradientes negativos de compresión. La probabilidad de agrietamiento se acentúa al tener en cuenta que el límite de rotura de la cerámica es también mucho menor en caso de tracción. La siguiente tabla ofrece los valores porcentuales de diferencia relativos a los cálculos de la tesis:

ENSAYO	ESFUERZOS CRÍTICOS	DIFERENCIA DE INFLUENCIA ENTRE TRACCIÓN Y COMPRESIÓN	DEFECTO MÁS PROBABLE
UNIFORME	compresión	20%	abombamiento
PUNTUAL	compresión	40%	abombamiento
FLEXION	tracción	1000%	grieta
TÉRMICO	tracción	70%	abombamiento/grieta

Tabla 6.2-Naturaleza de los esfuerzos críticos para cada carga típica y diferencia porcentual de influencia

6.2.1. Comparación de los modelos con relieve entre sí

En lo relativo al comportamiento de los distintos modelos y versiones entre sí, se puede concluir lo siguiente:

- ✓ Los modelos aligerados son en general admisibles desde el punto de vista de la estabilidad estructural, siempre y cuando la profundidad del relieve sea inferior a 8mm con respecto a un

espesor total de 10mm. Para profundidades iguales o superiores, se observa una crecida rápida de los esfuerzos sea cual sea la naturaleza de la carga.

- ✓ Los relieves basados en teselaciones regulares presentan esfuerzos más compensados frente a cualquier tipo de carga, y por tanto su empleo se recomienda frente a teselaciones irregulares.
- ✓ Los modelos basados en teselaciones regulares presentan un grado de compactación por superficie mayor y por tanto ofrecen valores de ahorro másicos superiores. Los ahorros másicos conseguidos con los modelos de la simulación varían entre un 2% y un 31%.
- ✓ Relieves simétricos a dos ejes canalizan mejor la tensión que relieves asimétricos o parcialmente asimétricos. Este fenómeno se acentúa cuando la carga aplicada no es uniforme, y más específicamente cuando es aplicada sobre los ejes de simetría o asimetría en su caso.
- ✓ Las variaciones de la profundidad (P) del relieve afectan más a la idoneidad de la baldosa que las variaciones del ángulo de pared (β), como norma general. Por tanto, si en el diseño sólo se puede “balancear” uno de estos dos parámetros, resultará más efectivo seleccionar la profundidad. La mayor influencia de P se debe dos motivos. Primero, desde el punto de vista de la viabilidad de fabricación, el grado de variación de P es mayor, ya que β está muy condicionado por la extracción de las piezas del molde de prensado. Y segundo, las variaciones de P implican variaciones de masa mayores.
- ✓ Considerando únicamente la profundidad de relieve P, la mejor respuesta compuesta (másica, mecánica y térmica) se da para valores intermedios. Como se citó anteriormente, valores demasiado altos de P (alrededor al 80% del relieve) conducen a inestabilidad creciente. Por su parte, valores demasiado pequeños de P también concentran tensión puesto que existe un cambio abrupto entre la condición de contorno de la pieza sin relieve (cara no vista totalmente integrada en el mortero) y con relieve (sólo superficie externa del relieve integrada en el mortero). Ensayos parciales efectuados para $P=\{0.25,0.7, 0.75,1\}$ mm, demostraron la existencia de este fenómeno al encontrarse picos de tensión alrededor de $P=0.7$ mm, lo que corresponde aproximadamente a un 10% del espesor.
- ✓ Considerando únicamente el ángulo de pared de relieve β , la mejor respuesta compuesta se da para valores también intermedios. En ángulos demasiado pequeños, en torno a los 50°, las paredes del relieve no canalizan la tensión hasta la base y actúan como acumuladores de esfuerzo. Además, estos ángulos darían lugar a bases interiores del relieve con área muy reducida, lo que las convertirían en concentradores de tensiones adicionales. Ángulos demasiado grandes, en torno a los 80°, ocasionan rangos desiguales de esfuerzo en la cara esmaltada, lo cual debe ser evitado a toda costa, puesto que puede provocar el deterioro estético y funcional de la pieza (agrietamientos, abombamientos y desprendimientos).
- ✓ Por tanto, es posible obtener un elevado ahorro másico y una respuesta estructural adecuada simultáneamente.

Teniendo en cuenta lo anteriormente expuesto, resulta obvio determinar que los relieves al dorso (profundos) deben ser parámetros a tener en cuenta en el diseño de nuevos productos. Para un diseño geométrico óptimo, ha de tenerse en cuenta, en función del tipo de sollicitación predominante, la configuración más adecuada. De esta manera, la baldosa prologará su vida útil y desarrollará su función más eficientemente.

6.3. CONTRIBUCIÓN METODOLÓGICA DE LA TESIS AL DISEÑO DE PAVIMENTOS CERÁMICOS

Con independencia de las pautas antes nombradas, la tesis propone un principio de metodología de evaluación geometría de pavimentos que puede ser extendida a otro tipo de productos cerámicos, y a otras variables de diseño como puedan ser las dimensiones características del formato (longitud y anchura). La siguiente figura resume esa metodología:

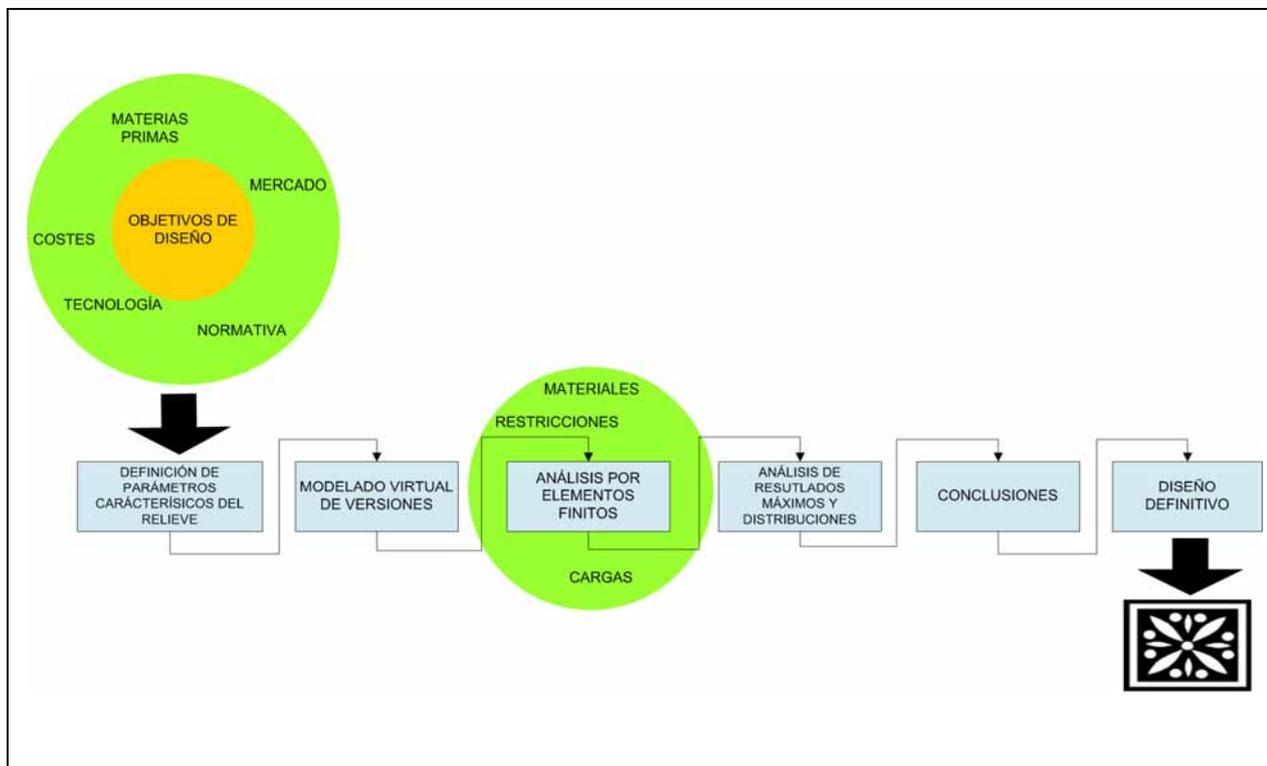


Figura 6.2–Esquema de la metodología de diseño de relieves al dorso propuesta por la tesis

Además, la tesis ofrece un estudio en profundidad de la respuesta mecánica y térmica de los pavimentos, el cual amplía y detalla el conocimiento de estos productos ante condiciones de trabajo típicas, sea cual sea su geometría. Esta información puede ser útil a cualquier fabricante, esté o no interesado en los relieves al dorso.

CAPÍTULO VII: DISCUSIÓN

7. DISCUSIÓN

Varios son los focos de discusión que se pueden abrir en torno al planteamiento y resultados de esta tesis.

Para empezar, se podría pensar que la elección de los modelos es demasiado arbitraria, y que no representa a la totalidad de posibilidades del mercado. Sin embargo, tratar de tener en cuenta todas las configuraciones sería un objetivo inalcanzable en un tiempo razonable. Los modelos empleados siguen un patrón básico de generación, y esto permite representar una gran variedad de variables geométricas influyentes (simetría, compactación...etc.), a la vez que hace posible su comparación entre sí, y la abstracción de los resultados a ámbitos geométricos más amplios. En cuanto a las variables de diseño, en este trabajo se han considerado 2 (P y β), pero sería también aconsejable extender la metodología a cambios en el formato, ya que el mercado tiende a modelos cada vez más diversos en las dimensiones planas.

Por otra parte, el estudio se ha centrado en la baldosa como producto final, sin tener en cuenta si los diseños planteados son, de facto, viables en su fabricación en serie. Aunque la colaboración con Keros Cerámica S.A. ha demostrado que la producción del relieve hexagonal es totalmente realizable con la tecnología y los requerimientos productivos actuales, sería aconsejable un estudio teórico y práctico más extensivo de la manufactura de los productos teselados, considerando las distintas fases productivas, en especial el secado, decoración y por supuesto la cocción. Fases en las que, por supuesto, las propiedades mecánicas de la cerámica varían enormemente (de hecho, en la cocción el material suele considerarse con propiedades viscoelásticas y así densidad y módulo de elasticidad dependientes de la temperatura). Sin embargo, es adecuado un estudio inicial de los productos cocidos por ser computacionalmente más sencillo y poder acotar de forma más simple el estudio de las fases productivas.

Del mismo modo, los cuatro ensayos seleccionados no representan la totalidad de los requerimientos ni de la norma en su extensión, ni del uso en su generalidad. Pero de nuevo, plantear ensayos en exceso volcaría una cantidad de datos quizá inmanejable. Además, muchos de estos ensayos no son adecuados para su simulación computacional, mucho menos por elementos finitos. Por otro lado, estructuralmente, las solicitaciones simuladas cubren el espectro más generalista (carga uniforme, carga puntual, carga a flexión y carga térmica).

También es cierto que los ensayos seleccionados son independientes del tiempo, y no simulan el comportamiento ante fatiga de los pavimentos, que constituye un factor elemental de fallo en productos cerámicos. Una ampliación del trabajo en esta dirección permitiría establecer los focos de crecimiento de grieta en relación a las geometrías, algo que sólo se puede vislumbrar mediante las pruebas estáticas. A pesar de ello, el estudio aquí realizado puede ser tratado de nuevo como punto de partida.

Finalmente, resultaría muy conveniente indagar en el ahorro real de energía que los pavimentos con relieve profundo pueden conseguir, en la totalidad de la cadena de producción y distribución, y en cada una de las fases. La cocción debería ser estudiada en detalle, pues parece sensato afirmar que el aumento de la superficie de contacto entre la atmósfera del horno y el producto gracias al relieve debe mejorar los procesos de difusión, desgasificación y enfriamiento. Por tanto, cabe la posibilidad de que la reducción del consumo energético sea más elevada que la estrictamente proporcional al descenso de la masa.

CAPÍTULO VIII: REFERENCIAS

8. REFERENCIAS

- ¹ SACMI-Asociación Española De Técnicos Cerámicos (ATC), "Tecnología cerámica aplicada Volúmenes 1 y 2", Faenza Editrice Ibérica, 2004.
- ² Norma española UNE-EN ISO 10545, Asociación Española de Normalización y Certificación (AENOR), 1998.
- ³ Asociación Española De Fabricantes De Azulejos, Pavimentos Y Baldosas Cerámicas (ASCER), "Guía de la baldosa cerámica", <http://www.ascer.es/es>, 2004.
- ⁴ DEFEZ B., TORTAJADA I., MAGAL T., PERIS-FAJARNÉS G., "Nuevas estrategias de diseño en baldosa cerámica", Congreso internacional conjunto XVI ADM-XIX INGEGRAF, Italia, 2007.
- ⁵ MORENO A., "Ceramic tiles: Above and beyond traditional applications", *Journal of the European Ceramic Society*, 27:1607-1613, 2007.
- ⁶ ESTALL V.J., "Catálogo de la colección de azulejos de serie del siglo XIX", Faenza Editrice Ibérica, Castellón, 2000.
- ⁷ GALINDO R., "El molde en la fabricación de la baldosa cerámica", MACER, Castellón, 2002
- ⁸ SANCHEZ E., GARCÍA-TEN J., REGUEIRO M., "Materias para la industria cerámica española. Situación actual y perspectivas", *Boletín de la Sociedad Española de Cerámica y Vidrio*, 45(1):1-12, 2006.
- ⁹ Asociación Española de Fabricantes de Maquinaria y Bienes de Equipo para la Industria Cerámica (ASEBEC), "Encersa", Asebec Newsletter 1/1/2007, www.asebec.org, 2007.
- ¹⁰ Ley 16/2002, de 1 de julio de 2002, de prevención y control integrados de la contaminación, BOE N°157, 23910-2392, 2002.
- ¹¹ Naciones Unidas, "Texto de la Convención Marco de las Naciones Unidas sobre el Cambio Climático", *United Nations Framework Convention on Climate Change*, Río de Janeiro (Brasil), 1992.
- ¹² Naciones Unidas, "Kyoto Protocol", *United Nations Framework Convention on Climate Change*, http://unfccc.int/kyoto_protocol/items/2830.php, Kyoto (Japón), 1999.
- ¹³ Real Decreto Ley 5/2004, de 27 de agosto por el que se regula el régimen del comercio de derechos de emisión de gases de efecto invernadero de emisión de gases de efecto invernadero el 1 de enero de 2005, y que el Registro Nacional de derechos de emisión esté operativo el 1 de octubre de 2004, BOE N°208, 30096-30111, 2004.
- ¹⁴ Real Decreto 1866/2004, de 6 de septiembre de 2004 por el que se aprueba el Plan nacional de asignación de derechos de emisión, 2005-2007, BOE N°216, 30616-30642, 2004.
- ¹⁵ Informe Price-Waterhouse. Coopers, Area sostenibilidad, 2003.
- ¹⁶ DIAGO F., "El protocolo de Kyoto y la industria azulejera, reportaje del editor", *Cerámica Información*, 305:130-136, 2004.
- ¹⁷ MONRÓS G., GARGORI C., LLUSAR M., BADENES J.A., TENA M.A., "Post-Kyoto en la industria de baldosas y fritas cerámicas", Congreso Mundial de la Calidad del azulejo y pavimento cerámico (Qualicer), PBC3-PBC22, 2006.
- ¹⁸ "Integrated Pollution Prevention and Control (IPPC)", Reference Document on Best Available Techniques in the Glass Manufacturing Industry, European Commission, <http://www.eippcb.jrc.es>, Sevilla, 2001.
- ¹⁹ POPPI M., "¿Qué sucede con el ambiente interior de un horno?", *Técnica Cerámica*, 290:58-65, 2001.
- ²⁰ POPPI M., VOLTOLINI G., "La moderna cocción de los productos cerámicos", *Cerámica Información*, 276:7-40, 2003.
- ²¹ POPPI M., "Una nueva serie de hornos a rodillos: el horno Windfire", *Cerámica Información* 298:97-103, 2004 .
- ²² Real Decreto 314/2006 de 28 de marzo de 2006 por el que se aprueba el Código Técnico de la Edificación (CTE), BOE N°74, 11816-11831, 2006.
- ²³ Documento Básico Seguridad en la Edificación Acciones en la edificación (DB-SE-AE), Ministerio de la Vivienda, Dirección General de Arquitectura del Ministerio de Gobernación, 2006.

- ²⁴ PÉREZ J., "Los recubrimientos cerámicos ante los nuevos requisitos del código técnico de la edificación", Qualicer, PBB43-PBB60, 2006.
- ²⁵ PERIS FAJARNÉS G., "Análisis de los parámetros de impresión serigráfica que afectan a la variación del tono obtenidos en azulejos producidos por monococción", Tesis Doctoral, Universidad Politécnica de Valencia, 1997.
- ²⁶ BOUKOUVALAS C., KITTLER J., MARIK R., MIRMEHDI M., PETROU M., "Ceramic tile inspection for color and structural defects", *IEEE Transactions on Pattern Analysis and Machine Intelligence*, 14, N.1, 1998.
- ²⁷ BOUKOUVALAS C., KITTLER J., MARIK R., PETROU M., DE NATALE F., DE TONI G., LE ROY P., SALGARI R., VERGAZZA G., "ASSIST: automatic system for surface inspection and sorting of tiles", *Journal of Materials Processing Technology*, 82:179-188, 1998.
- ²⁸ BOUKOUVALAS C., KITTLER J., MARIK R., PETROU M., "Color grading of randomly textured ceramic tiles using color histograms", *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 46(1):219-226, 1999.
- ²⁹ COSTA C.E., PETROU M., "Automatic registration of ceramic tiles for the purpose of fault detection", *Machine Vision and Applications*, 11:225-230, 2000.
- ³⁰ ERGINEL N., AY N., "How process factors affect ceramic tile color", *American Society Ceramic Bulletin*, Julio 2005.
- ³¹ WANG Y.S., GRIFFITHS B.J., WILKIE B.A., "A novel system for colored object recognition", *Computers In Industry*, 32:69-77, 1996.
- ³² LATORRE P., "Aplicación de modelos de predicción del color a impresiones de medios tonos sobre baldosa cerámica mediante impresora binaria de inyección de tinta (CMYK)". Tesis Doctoral, Universidad Politécnica de Valencia, 2005.
- ³³ SMITH M.L., STAMP R.J., "Automated inspection of textured ceramic tiles", *Computers In Industry*, 43:73-82, 2000.
- ³⁴ TORTAJADA I., PERIS-FAJARNÉS G., AGUILAR M., LATORRE P., "Análisis del proceso de clasificación cerámico", *Boletín de la Sociedad Española de Cerámica y Vidrio*, 45(1):22-27, 2006.
- ³⁵ Proyecto Europeo MONOTONE ("Quality Control for Industrial Printing), Documento de trabajo V Programa Marco Unión Europea, G1RD-CT-2002-00783, 2003-2005.
- ³⁶ CARRETERO M., VALIENTE J.M., GOMIS J.M., ALBERT F "Diseño de un sistema de información gráfica para tareas de rediseño industrial", XVI Congreso internacional de Ingeniería Gráfica, 1:234-241, 2004.
- ³⁷ CARRETERO M., VALIENTE J.M., ALBERT F., GOMIS J.M., "Diseño de un sistema de información gráfica para tareas de rediseño industrial", Proyecto FEDER-CICYT 1FD97-0402, 2002.
- ³⁸ VALIENTE J.M., CARRETERO M.C., GÓMIS J.M., ALBERT F., "Image Processing Tool for the Purpose of Textile Fabric Modeling", XII ADM International Conference on Design Tools and Methods in Industrial Engineering, G1:56-64, 2001.
- ³⁹ ALBERT F., GOMIS J.M., VALIENTE J.M., "Reconstruction techniques in the image analysis of Islamic mosaics from the Alhambra", *Computer Graphics International*, 618-621, 2004.
- ⁴⁰ VALOR M., ALBERT F., GOMIS J.M., CONTERO M., "Textile and Tile Pattern Design Automatic Cataloguing Using Detection of the Plane Symmetry Group", *Computer Graphics International*, 112-119; 2003.
- ⁴¹ CARRETERO M.C., CONTERO M., VALIENTE J.M., GOMIS J.M., "Metodologías de diseño para la industria textil y cerámica, basadas en el concepto de ingeniería concurrente", XIV Congreso Internacional de Ingeniería Gráfica, 1:20-32, 2002
- ⁴² VILA C., ROMERO F., GALMES V., AGOST M.J., "Collaborative solution for cooperation, coordination and knowledge management in the ceramic tile design chain", *Cooperative Design, Visualization, and Engineering, Proceedings*, 3675: 86-93, 2005.
- ⁴³ ZIENKIEWICZ C.C., "The finite element method, 3rd. Edition", McGraw-Hill Book Company, Maidenhead (UK), 1965.
- ⁴⁴ ALLEN M. B., HERRER I., PINDER G. F., "Numerical Modeling in Science and Engineering", John Wiley & Sons, 1988.
- ⁴⁵ DEHOFF P.H., ANUSAVICE K.J., GÖTZEN N., "Viscoelastic finite element analysis of an all-ceramic fixed partial denture", *Journal of Biomechanics*, 39:40-48, 2006.

- ⁴⁶ CAO Y., "Failure analysis of exit edges in ceramic machining using finite element analysis", *Engineering Failure Analysis*, 8:325-338, 2001.
- ⁴⁷ ZHANG G., CAO Y., QI L., "Single point cutting of machinable glass ceramics", *Transactions of NAMRC/ASME*, 27:159-64, 1999.
- ⁴⁸ ZHANG G., CAO Y., REKOW D.R., "A computational approach to evaluate surface integrity of glass ceramics", *Transactions of NAMRC/ASME*, 28:279-84, 2000.
- ⁴⁹ XU H.H.K., SMITH D.T., JAHANMIR S., "Influence of microstructures on indentation and machining of dental glass-ceramics", *Journal of Materials Research*, 11(9):2325-71, 1996.
- ⁵⁰ ZHANG G., QI L., CAO Y., LE D., "Assessment of machining performance of dental ceramics", *Transactions of NAMRC/ASME*, 26:105-10, 1998.
- ⁵¹ CAO Y., ZHANG G., "Effect of surface finish on strength degradation of glass ceramics", *Engineering Failure Analysis*, 7:11-26, 2000.
- ⁵² GÜNDÜR M.A., KÜCÜK M., DÜNDAR M., KARAOGLUY C., ARTUNC C., "Effect of temperature and stress distribution on all-ceramic restorations by using a three dimensional finite element analysis", *Journal of Oral Rehabilitation*, 31:172-178, 2004.
- ⁵³ GOETZEN N., NATT G., MORLOCK M.M., TINCHERT J., "Numerical stress and reliability analysis of all-ceramic fixed-partial dentures", *Proceedings of the 2003 Summer Bioengineering Conference*, ASME, 869-870, 2003.
- ⁵⁴ FISHER H., WEBER M., MARX R., "Lifetime prediction of all-ceramic bridges by computational methods", *Journal of Dental Research*, 82:238-242, 2003.
- ⁵⁵ TOMBA A.G., CAVALIERI A.L., "Alumina simulation of the thermal shock of alumina disks with different surface finish", *Journal of the American Ceramic Society*, 21:1205-1212, 2001.
- ⁵⁶ TOMBA A.G., CAVALIERI A.L., "Ceramic surface finish: its influence on the heat transfer in thermal sock tests", *Materials Letters*, 4:240-245, 2000.
- ⁵⁷ TOMBA A.G., CAVALIERI A.L., "Evaluation of heat transfer coefficient in thermal shock of alumina disks", *Materials Science and Engineering*, A276:76-82, 2000.
- ⁵⁸ TOMBA A.G., CAVALIERI A.L., "Análisis por elementos finitos de alúmina sometida a esfuerzos mecánicos y térmicos", *Materials Research*, 4(1):7-12, 2001.
- ⁵⁹ IUGA M., RAETHER F., "FEM simulations of microstructure effects on thermoelastic properties of sintered ceramics", *Journal of the European Ceramic Society*, 27:511-516, 2007.
- ⁶⁰ SANTO M., BELAVIC D., FRIEDEL K.P., WYMYŚLÓWSKI A., "A procedure for validating the finite element mode of piezoresistive ceramic pressure sensor", *IEEE Transactions on Components and Packaging Technology*, 27(4), 2004.
- ⁶¹ BELAVIC D., FRIEDEL K.P., WYMYŚLÓWSKI A., ZARNIK M.S., "Virtual thermo-mechanical prototyping of the ceramic pressure sensor", *Symposium IMAPS-Europe*, 369-374, Poland, 2002.
- ⁶² ZARNIK A.S., "The application of finite element analysis in the design of thick-film hybrid circuits", *Informacije Midem - Journal of Microelectronics Electronic Components and Materials*, 32(1):14-21, 2002.
- ⁶³ MAHDI S., GILLESPIE J.W., "Finite element analysis of tile-reinforced composite structural armor subjected to bending loads", *Composites Part B: Engineering*, 35:57-71, 2004.
- ⁶⁴ HUANG X.G., GILLESPIE J.W., KUMAR W., GAVIN L., "Mechanics of integral armor: discontinuous ceramic-cored sandwich structure under tension and shear", *Composite Structures*, 36:81-90, 1996.
- ⁶⁵ MADHI S., GAMA B.A., YARLAGADDA S., GILLESPIE J.W., "Effect of the manufacturing process on the interfacial properties and structural performance of multifunctional composite structures", *Composites Part A*, 34:635-47, 2003.
- ⁶⁶ TANOGLU M., MACHKNIGHT S.H., PALMESES G.R., GILLESPIE J.W., "Use of silane coupling agents to enhance the performance of adhesively bounded alumina to resin hybrid composites", *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 18:431-4, 1998.
- ⁶⁷ WANG Z., CHIANG C.K., CHUANG T.J., "Optimum design of a ceramic tensile creep specimen using a finite element method", *Journal of Research of the National Institute of Standards and Technology*, 102:15-32, 1997.
- ⁶⁸ REPETTO E.A., RADOVITZKY R., ORTIZ M., "Finite element simulation of dynamic fracture and fragmentation of glass rods", *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 183:3-14, 2000.

- ⁶⁹ CAMACHO G.T., OTIZ M., "Computational modeling of impact damage in brittle materials", *International Journal of Solids and Structures*, 33:20-22, 1996.
- ⁷⁰ CAMACHO G.T., OTIZ M., "Adaptative lagrangian modelling of ballistic penetration of metallic targets", *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 142:269-301, 1997.
- ⁷¹ GUO Y., ORTIZ M., "Triangular composite finite elements", *International Journal for Numerical Methods in Engineering*; 47:287-316, 2000.
- ⁷² HILLERBORG, M. MODEER, PETERSSON P.E., NEEDLEMAN A., "Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements", *Cement Concrete Research*, 6:773-782, 1976.
- ⁷³ ORTIZ M., LEROY Y. NEEDLEMAN A., "A finite element method for localized failure analysis", *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 61(2):189-214, 1987.
- ⁷⁴ ORTIZ M., PANDOLFI A., "Finite-deformation irreversible cohesive elements of three-dimensional crack propagation analysis", *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 44(9):279-297, 1999
- ⁷⁵ CAMACHO H., FUENTES M.E., FUENTES I., GARCÍA A., PÉREZ A., "Evolución de la distribución de tensiones en un cuerpo cerámico durante la cocción. Parte 1: Planteamiento de los problemas", *Boletín de la Sociedad Española de Cerámica y Vidrio*, 42(5):283-288, 2003.
- ⁷⁶ CAMACHO H., FUENTES M.E., FUENTES I., GARCÍA A., PÉREZ A., "Evolución de la distribución de tensiones en un cuerpo cerámico durante la cocción. Parte 2: Cálculo de los perfiles", *Boletín de la Sociedad Española de Cerámica y Vidrio*, 42(6):353-359, 2003.
- ⁷⁷ FARZIN R., TAHERI E., EGHBALI B., "Evaluación de los esfuerzos residuales en los azulejos", *Qualicer*, PGI5001-PGI516, 2004.
- ⁷⁸ MARRERO M., RAMÍREZ A., LUCAS R., "Distribución de tensiones en las fachadas de azulejos sujetas a dilataciones térmicas", *Boletín de la Sociedad Española de Cerámica y Vidrio*, 45(4):259-264, 2006.
- ⁷⁹ MARRERO M., "Estudio Numérico de Problemas Dinámicos Transitorios. Aplicación a la Mecánica de la Fractura", *Tesis Doctora*, Universidad de Sevilla, España, 2001.
- ⁸⁰ ZHANG W.L., ZHAO Z.Y., GUAN L.W., ALUM J., "Infrared thermography evaluation of external wall tiling", *International conference on Building Envelope Systems and Technology*, 109-115, Singapore, 1994.
- ⁸¹ TAN K.S., GUAN B.S., CHAN K.C., "Non-destructive assessments of voids in tiled walls", *International Conference on Building Envelope Systems and Technology*, 91-96, Singapore, 1994.
- ⁸² VAN DEN ABEELE K.M SUTIN A., CARMEITE J., JONSON P.A., "Microdamage diagnostics using nonlinear elastic wave spectroscopy", *NTD&E International*, 34:239-248, 2001.
- ⁸³ YOSHIKAWA K., G.G. LITVAN, "Thermal stresses in mortar-tile systems", *Materials and Structures*, 17:351-357, 1984.
- ⁸⁴ TINKER J.A., O'ROURKE A., "Thermal performance of traditional and lightweight mortars used in wall systems", *International conference on Building Envelope Systems and Technology*, 07-312, Singapore, 1994.
- ⁸⁵ ZHANG W.L., ZHAO Z.Y., "Influence of workmanship on the bonding strength of tiles to external walls", *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 17:47-53, 1997.
- ⁸⁶ WIENKIEWICS O.C., "The Finite Element Method", McGraw-Hill, U.K., 1977.
- ⁸⁷ NANIWA R., HAYASHI Y., YAMAZAKI T., TAKADA E., "Study on analysis of differential movement in exterior wall tile installation", *International conference on Building Envelope Systems and Technology*, proceedings, 195-202, Singapore, 1994.
- ⁸⁸ WIENKIEWICS O.C., "The Finite Element Method", McGraw-Hill, U.K., 1977.
- ⁸⁹ BOWMAN R.G., BANKS P.J., "Theoretical modeling of external wall tiling systems", *International conference on Building Envelope Systems and Technology*, 73-78, Singapore, 1994.
- ⁹⁰ BEN AMOR C., "Comportament mécanique d'un carrelage collé sur sol en béton", *Cahier 2916*, livraison 374. Paris: CSTB, 1996.
- ⁹¹ SILVA D.A., ROMAN L.M.F., "Theoretical analysis on the thermal stress of ceramic tile coating systems", *Durability Of Building Materials And Components*, 8(1-4)603-612 1999.

- ⁹² ABREU M., LEITAO V., CARVALHO J., "Modelización del comportamiento de los recubrimientos cerámicos", *Qualicer*, PGI13-PGI19, 2003
- ⁹³ BOWMAN R.G., BANKS P.J., "The crucial need for computer modeling of tiling systems", *Qualicer*, 617-634, 1996
- ⁹⁴ LUCAS J.A., "Revestimentos cerâmicos para paredes ou pavimentos. Proposta de intervenção do LNEC para melhoria da qualidade em obra", LNEC, Lisboa, 1999.
- ⁹⁵ WAGNEUR M. BOSSHE T., LASSOI L., "Décollement des carrelages muraux intérieurs", *CSTC Magazine*, 23 – 33, Bruxelles: CSTC, 1995.
- ⁹⁶ JEGOU V., PAGANO J., "Etude d'un Cas Pratique de Décollement de Carrelage Céramique", *L'Industrie Céramique*, Mai 1969, N° 918. Paris: Société Française de Céramique, 1969.
- ⁹⁷ CARBAJAL E.C., GARCÍA E.M., REIG L., "Iniciación hacia una concepción de modelos simplificados en la estimación cuantitativa de los esfuerzos en recubrimientos cerámicos (caso: sistema forjado-adhesivo-soldado. MESES)", *Qualicer*, PBB33-PBB42, 2006.
- ⁹⁸ SÁNCHEZ E., GARCÍA-TEN J., REGUEIRO M., "Materias primas para la industria cerámica española. Situación actual y perspectivas", *Boletín de la Sociedad Española de Cerámica y Vidrio*, 45(1)1-12, 2006.
- ⁹⁹ CRIADO E., SÁNCHEZ E., REGUEIRO M., "La industria cerámica española, ¿ante un cambio de ciclo?", *Boletín de la Sociedad Española de Cerámica y Vidrio*, 43(1)85-101, 2006.
- ¹⁰⁰ HILL G., "Les contraintes dans les carreaux de revêtement-1", *Bulletin de la Société Française de Céramique*, 83, Paris: SFC, 1969.
- ¹⁰¹ HARPER C.A., "Handbook of ceramic materials, glasses and diamonds, McGraw-Hill Professional Publishing, Blacklick, OH, U.S.A., 2001.
- ¹⁰² HESMATI A.A.R., LANE P., GALE AL, EDWARDS R., JANALIZADEH A.C., "Numerical thermal stress analysis of ceramic tile grout removal process, 13th. ACME Conference, University of Sheffield, 2005
- ¹⁰³ CHANDRUPATLA T.R., BELEGUNDU A.D., "Introduction to finite elements in engineering, 2nd. Edition", Prentice Hall, NJ, U.S.A. 1998.
- ¹⁰⁴ PTC Corporation, "Manual en línea de ProEngineer Wildfire 2.0", PTC Corporation, 2004.
- ¹⁰⁵ Swanson Analysis Systems, Inc. "ANSYS User's manual: Elements Vol.III", Swanson Analysis Systems, Inc., 1999.
- ¹⁰⁶ ROMERO M., MUSEROS P., MARTÍNEZ M.D., POY A., "Resistencia de Materiales", Publicacions de la Universitat Jaume I, Castellón, 2003.
- ¹⁰⁷ ORTIZ L., "Resistencia de materiales", McGraw-Hill/Interamericana de España, Madrid, 2002.
- ¹⁰⁸ INCROPERA F.P., DEWITT D.P., Frank P. Incropera, David P. DeWitt, "Fundamentos de transferencia de calor", Prentice Hall Hispanoamericana, México, 1999.