

Análisis de conformado por embutición de una lámina bimetálica mediante elementos finitos

Carlos Sánchez Albarracín¹, Marco Amaya Pinos², Julio Cesar Loja³, Luis López López⁴

⁴Grupo de Evaluación de Riesgos Ambientales en Sistemas de Producción y Servicios RISKEN, Ingeniería Ambiental, Universidad de Cuenca, Ecuador. Email: carlos.sancheza@ucuenca.edu.ec

²Grupo de investigación en Simulación, optimización y toma de Decisiones GID-STD, Ingeniería Automotriz, Universidad Politécnica Salesiana, Ecuador. Email: mamaya@ups.edu.ec

³Grupo de investigación en Simulación, optimización y toma de Decisiones GID-STD, Ingeniería Mecatrónica, Universidad Politécnica Salesiana, Ecuador. Email: jlojaq@ups.edu.ec

¹Grupo de Investigación en Nuevos Materiales y Procesos de Transformación GiMaT, Ingeniería Mecánica, Universidad Politécnica Salesiana, Ecuador. Email: llopez@ups.edu.ec

Resumen

Se evaluó el comportamiento de una lámina bimetálica aluminio-cobre en un proceso de embutición cilíndrica de una sola fase con una fuerza aplicada por un pisa-planchas sobre la lámina para evitar deformaciones. Las propiedades del aluminio frente al aluminio revestido con cobre se determinaron mediante ensayos de laboratorio y el análisis teórico de la embutición se basa en el método de energía, obteniendo la fuerza mínima requerida. Con los resultados teóricos se realizan simulaciones con elementos finitos FEM y para la validación de los resultados se utilizaron pruebas experimentales de embutición. Los ensayos de tracción indican que la lámina bimetálica falla antes que despegarse y tiene mejores propiedades mecánicas y de conformabilidad que únicamente aluminio. Se observó una buena relación entre los resultados teóricos, numéricos y experimentales con errores en la deformación menores al 4%, por lo tanto, la simulación se puede utilizar para analizar y predecir el fallo en el proceso de embutido con láminas bimetálicas.

Palabras clave: simulación; bimetálica; elementos finitos; embutición.

Abstract

The behavior of an aluminum-copper bimetallic sheet was evaluated in a single-phase cylindrical drawing process with a force applied by a plate press on the sheet to avoid deformations. The properties of aluminum compared to copper-clad aluminum were determined through laboratory tests and the theoretical analysis of drawing is based on the energy method, obtaining the minimum required force. With the theoretical results, FEM finite element simulations are carried out and experimental drawing tests were used to validate the results. Tensile tests indicate that the bimetallic sheet fails before peeling off and has better mechanical and formability properties than aluminum alone. A good relationship was observed between the theoretical, numerical and experimental results with deformation errors of less than 4%, therefore, the simulation can be used to analyze and predict failure in the drawing process with bimetallic sheets.

Keywords: simulation; bimetallic; finite elements; stuffing.

1. Introducción

La industria moderna y el exigente mercado de conformado metálico requiere de materiales con mejores características físicas y mecánicas donde las láminas metálicas laminadas multicapa con metales disímiles presentan mejores propiedades de resistencia, deformación plástica, resistencia a la fractura, conductividad eléctrica y resistencia a la corrosión que

no son disponibles en láminas formadas de un solo metal, por tal motivo los materiales compuestos son utilizados en la industria aeroespacial, química, automotriz, eléctrica, en la producción de electrodomésticos y en otros productos que necesitan altas resistencias mecánicas [1,2]. El proceso más utilizado para la unión de láminas de diferentes metales como Al-Cu es por laminación en frío (CRB), que permite obtener excelentes propiedades de resistencia

a la corrosión, alta deformación, eléctricas y térmicas simultáneamente con costos relativamente bajos, en cambio la laminación en caliente da paso a la formación de compuestos intermetálicos frágiles que afectan a la deformación del material [3–6].

La embutición de láminas metálicas es uno de los procesos más aplicados dentro de la industria para la fabricación de una gran variedad de productos con aplicaciones diversas, donde su alta resistencia mecánica en relación al peso, la distribución uniforme de temperatura debido a los diferentes coeficientes de expansión de calor de las láminas, la disminución de la recuperación elástica y costo entre otras ventajas han provocado que el proceso sea estudiado de forma analítica desde el diseño de la geometría a conformar junto con los parámetros de operación de la prensa y herramientas utilizadas para encontrar las condiciones óptimas del proceso, considerando que la plasticidad del material compuesto tiene dependencia con la velocidad de deformación y su anisotropía [7–10]. La formación de ondas o pliegues es uno de los principales modos de fallo en la embutición de láminas metálicas finas de alta resistencia donde el énfasis principal es la predicción, prevención y evaluación de las ondas que se considera una especie de pandeo local que se forma por tensiones excesivas de compresión [11–12], el único método factible capaz de predecir tales defectos, antes de que se realice la operación de estampado real, es el método de elementos finitos (FEM) [11].

Yu y Johnson [13] elaboraron un modelo de pandeo bidimensional de una placa anular elástico-plástica usando el método de energía con condiciones críticas para el pandeo elástico y plástico donde consiguieron mejorar la influencia de un pisa-planchas en el pandeo de la chapa y predecir cuantitativamente el número de ondas o pliegues generados. Morovvati M., et al [14] aplicaron el modelo de Yu y Johnson mediante el método analítico, simulaciones numéricas a través de los elementos finitos y experimentos para obtener la fuerza mínima requerida en el pisa-planchas para prevenir la formación de arrugas o pliegues en la embutición de una lámina compuesta por dos capas de aluminio y acero inoxidable; concluyeron que los resultados dependen de la geometría de la chapa metálica y del material de la parte superior en la embutición. Samie S., Morovvati M. y Vaghasloo A. [15] estudiaron el arrugamiento de una placa circular en el área del borde de una pieza embutida sometida a tracción y a una gran deformación aplicando un modelo basado en el método de bifurcación de Hill, donde investigaron la fricción entre la placa de conformado y el pisa-planchas, así como los parámetros de endurecimiento por deformación usando un software para las simulaciones con elementos finitos comparándolo con un estudio experimental para validar los resultados y obtener la fuerza crítica del

pisa-planchas que está relacionada con la condición crítica de arrugamiento en el área del reborde.

Darendeliler y Kaftanoglu [16] desarrollaron un método de elementos finitos para obtener la información elástico-plástica de los materiales laminares en presencia de grandes deformaciones y grandes desplazamientos, se basan en la formulación del tipo Lagrangiano y la teoría de membrana, donde la lámina metálica es isotrópica e insensible a la velocidad, lo que obedece a la teoría del flujo, incorporando características de endurecimiento del material y fricción de Coulomb entre la lámina y las herramientas de conformación para modelar la embutición con las condiciones de frontera apropiadas, llegando a comparar las soluciones numéricas con los resultados experimentales, donde determinaron una pequeña variación entre los resultados que se debe a las variaciones de condiciones de fricción entre el punzón, la lámina y la matriz de conformado. Flores F. [17], en su investigación; expone aspectos algorítmicos para el tratamiento del problema de contacto friccional entre las herramientas y la lámina metálica en la simulación de procesos de embutición de láminas para una búsqueda efectiva y computacionalmente económica de los puntos de contacto, para ello aplicó un esquema explícito de integración que trata a las superficies de las herramientas definidas a través de triangulaciones para el tratamiento de mallas. Se han realizado simulaciones numéricas con elementos finitos de procesos de embutición con grandes deformaciones elastoplásticas donde el comportamiento del material se basa en un modelo hiperelástico que utiliza la integración explícita de las ecuaciones de movimiento a través de un modelo dinámico considerando la fricción de los elementos que permitió obtener un modelo numérico que corresponde a desplazamientos, esfuerzos y deformaciones [18–19].

La optimización de un proceso de embutición considera diferentes variables desde el diseño del dispositivo hasta la evaluación del material a conformar, con la finalidad de evitar deformaciones como arrugas, ruptura o desgarro en el elemento a embutir; por lo que es necesario establecer o predecir las fuerzas y deformaciones que intervienen en una embutición cilíndrica mediante elementos finitos, en el caso de estudio se utilizó un material bimetalico para el conformado donde se considera diferentes aspectos del proceso de embutición con el objetivo de determinar el porcentaje de error en los resultados simulados con respecto a pruebas experimentales, de manera que se pueda validar el conformado del elemento bimetalico.

2. Metodología

2.1. Material

Para la investigación se utilizó una lámina bimetálica unida mediante explosión y laminada, con una base de aluminio puro (Al 1060) revestida de una hoja de cobre (Cu T2) de 2,5 y 0,5 mm de espesor respectivamente. La composición química de estos materiales individuales se presenta en la Tabla 1.

Tabla 1. Composición química.

Elemento	Al 1060 (%)	Al 1060-Cu T2 (%)
Si	0,25	--
Fe	0,35	--
Cu	0,05	99,90
Mn	0,03	--
Al	99,60	--
Bi	--	0,005
Pb	--	0,005

Fuente: elaboración propia.

2.2. Propiedades mecánicas del material bimetálico

Para determinar las propiedades del material se obtuvieron probetas de acuerdo con la norma ASTM E517-00 como se observa en la Figura 1.

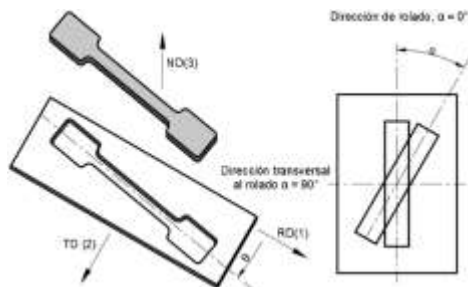


Figura 1. Dirección de corte de probetas. Fuente: elaboración propia.

Se ensayaron 21 probetas bimetálicas, en tres grupos de siete cada uno, con direcciones a 0°, 45° y 90° con respecto al laminado del material, obteniendo las propiedades que se presentan en la Tabla 2.

Tabla 2. Propiedades de la lámina bicapa.

Material bicapa Al 1060-CuT2	
Alargamiento	19,22 %
Carga máxima (Fm)	4,51 kN
Carga de rotura (Rm)	74,42 N/mm ²
Carga de ruptura (Fu)	0,83 kN

Fuente: elaboración propia.

Se calculó el exponente de endurecimiento por deformación n y el módulo anisotrópico plástico r , estas dos propiedades son indispensables en la determinación de la conformabilidad del material y se utilizaron las propiedades de la bicapa obtenidas en la prueba de tensión uniaxial mediante control de desplazamiento y deformación. El exponente de

endurecimiento por deformación se calculó siguiendo los pasos citados en la Norma ASTM E646-16, 2016 y el módulo anisotrópico plástico mediante el procedimiento de la Norma ASTM E517-00, 2010 con dependencia a cada inclinación de corte. Se considera para la investigación un material rígido – plástico donde las características de endurecimiento por deformación están definidas por la ecuación 1.

$$\sigma_v = K(\varepsilon_v)^N \quad (1)$$

Donde, σ_v la tensión verdadera y ε_v la deformación unitaria efectiva, K es coeficiente de resistencia o de la curva de endurecimiento exponencial aplicado en la lámina y se obtiene con la ecuación de una recta de la forma $y = a + bx$, como se observa en la Figura 2, con ordenada al origen $a = \ln(K)$ y pendiente $b = N$.

El índice de endurecimiento por deformación N se calculó a partir de la curva esfuerzo – deformación con la deformación de ingeniería $\varepsilon_{eng} = (L_1 - L_0) / L_0$ y la tensión de ingeniería σ_{eng} en el inicio del estrechamiento de la probeta. La tensión verdadera σ_{true} se calcula mediante $\sigma_{true} = \sigma_{eng} (1 + \varepsilon_{eng})$ y la deformación verdadera $\varepsilon_{true} = \ln(L_1 / L_0)$.

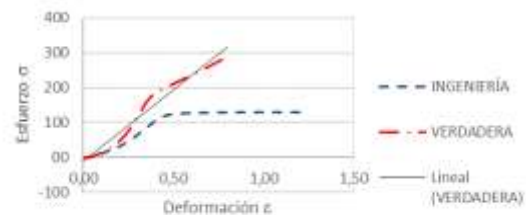


Figura 2. Diagrama Esfuerzo - Deformación (Verdadera - en Ingeniería).

La deformación plástica “ r ” o parámetro Lankford que indica la capacidad de una lámina metálica para disminuir o aumentar su espesor al ser sometida a fuerzas de tracción o compresión fue determinada por la ecuación 2, que toma en cuenta las deformaciones unitarias.

$$r = \frac{\ln(w_0/w_f)}{\ln(l_f w_f / l_0 w_0)} \quad (2)$$

Los materiales suelen tener diferentes valores de r en las diferentes orientaciones con respecto a la dirección de laminado y debido a la dificultad de medir los cambios de grosor con suficiente precisión, se utiliza comúnmente una relación equivalente, basada en las mediciones de longitud y anchura de la deformación. Además, se utilizó r_m definida por la ecuación 3 y que es el promedio ponderado de r conocida también como la anisotropía normal en las tres direcciones analizadas y Δr expresada en la ecuación 4, que indica la tendencia

de las arrugas formadas en la lámina metálica o también conocida como la anisotropía planar.

$$r_m = \frac{r_0 + 2r_{45} + r_{90}}{4} \quad (3)$$

$$\Delta r = \frac{r_0 + r_{90} - 2r_{45}}{2} \quad (4)$$

La Tabla 3 presenta los valores calculados a partir de los datos de la curva esfuerzo – deformación.

Tabla 3. Propiedades mecánicas de la lámina bicapa.

Propiedad	Magnitud
Módulo de elasticidad o de Young (E)	81 kN/mm ²
Coeficiente de Poisson (ν)	0,34
Resistencia a la tensión (σ_u)	134,96 N/mm ²
Ductilidad (% elongación)	30,95%
Densidad	3289 kg/m ³
Exponente de endurecimiento (n)	0,16
Parámetro Lankford r_0	1,66
Parámetro Lankford r_{45}	1,77
Parámetro Lankford r_{90}	1,96
Coeficiente anisotrópico (r_m)	1,84
Anisotropía planar (Δr)	0,04

Fuente: elaboración propia.

Con los ensayos realizados y el análisis a los valores obtenidos, se comprobó que la lámina bimetálica presenta una adhesión perfecta entre las dos capas y falla a la tracción antes que despegarse, por lo que se consideró como un solo material para el proceso de embutición.

2.3. Parámetros de embutición

La fuerza que ejerce el pisa-planchas sobre la lámina bicapa es uno de los parámetros más influyentes del proceso debido a que si no es la suficiente, produce arrugas en la superficie y si es demasiada, produce rotura. Para la investigación se aplicó el modelo de Morovvati, Mollaei- Dariani y Asadian-Ardakani para determinar la fuerza mínima Q requerida por el pisa-planchas, y determinada por la ecuación 5.

$$Q = \frac{\frac{4D_{11}^e}{(tY)^2} \cdot \frac{H(n,\rho)}{F_p^e(n,\rho)}}{4\frac{\mu W_{max}G(n,\rho) - 4(1-\rho)^2b}{\pi(tY)bW_{max}F_p^e(n,\rho)}} \quad (5)$$

Donde:

$$G(n,\rho) = -\frac{1}{2}n^2(1+3\rho^2) - \frac{3}{2}(1-\rho^2) + 2n^2\left(\rho + \frac{1}{2}\rho^2 \ln \rho\right)$$

$$H(n,\rho) = (n^2 - 3)(1 - \rho^2 + 2\rho^2 \ln \rho) - 2n^2\rho^2(\ln \rho)^2$$

$$F_p^e(n,\rho) = [2 + (n^2 - 1)^2] \ln \frac{1}{\rho} + n^2(1 - \rho) \left[\frac{1}{2}(1 + \rho)(n^2 + 1) - 2(n^2 - 1) \right]$$

La constante ρ esta determinada por la división del radio exterior de la placa formado por el radio de embutición para el radio del recorte o de la lámina circular, como se observan en la Figura 3, siendo $\rho = a/b$.

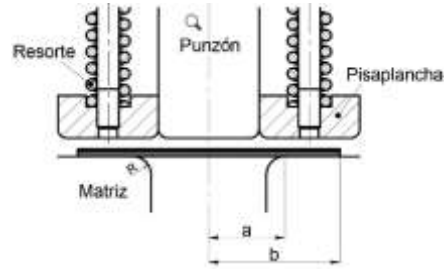


Figura 3. Geometría de los radios de embutición y radio de la pieza.

El número de ondulaciones se calcula mediante la expresión $n = 1.65 \frac{r_m}{f}$, donde r_m es el radio medio del reborde, f la distancia del reborde y la deflexión máxima que viene expresada por la ecuación 6.

$$W_{max} = W|_{r=b, \theta=0} = 2c(b-a) \quad (6)$$

Dónde c es una constante que se obtiene igualando la circunferencia del borde exterior, antes y después de producirse las arrugas de embutición

$$c = \frac{2\sqrt{b(b_0 - b)}}{n(b-a)}$$

La rigidez de la flexión D es

$$D_{11}^e = \frac{Et^3}{12(1-\nu^2)}$$

Donde:

ν = Coeficiente de Poisson.

E = Módulo de Young o de Elasticidad (kN/mm² \approx MPa).

Y es la tensión de fluencia del material

$$Y = \sigma_r - \sigma_\theta$$

La distribución de tensiones que muestra en la Figura 4 está dada por:

$$\sigma_r = \frac{\sigma^* a^2}{b^2 - a^2} \left(\frac{b^2}{r^2} - 1 \right)$$

$$\sigma_{\theta} = -\frac{\sigma^* a^2}{b^2 - a^2} \left(1 + \frac{b^2}{r^2}\right)$$

σ^* es la resistencia a la tensión

Finalmente, para el proceso de embutición, t es el espesor de la lámina y μ es la resistencia a la tensión el coeficiente de fricción. La Figura 4 muestra el estado de la tensión en una sección de la lámina, donde el borde interior está sometido a esfuerzos de tracción (σ_r), y a lo largo de la circunferencia se produce compresión (σ_{θ}) y la tensión en el espesor es despreciable.

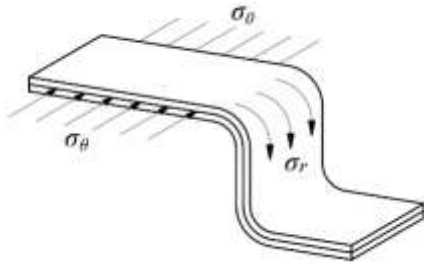


Figura 4. Estado de la tensión en la zona del reborde.

Se estableció la fuerza de embutición ejercida sobre la chapa metálica aplicando la teoría de la plasticidad propuesta por Siebel – Beisswanger en la ecuación 7.

$$F_{d,max} = \pi \cdot d_m \cdot t_0 \left[1.1 \frac{\sigma_{fml}}{\eta} \left(\ln \frac{D_b}{d_p} - 0.25 \right) \right] \quad (7)$$

Dónde:

$F_{d,max}$ = fuerza máxima de embutido (N).

d_m = diámetro medio de la pieza embutida (mm) y se determina por:

$$d_m = d_p + t_0$$

d_p = diámetro del punzón (mm).

D_b = diámetro del disco (mm).

t_0 = espesor de la chapa (mm).

H = representa un factor de corrección debido principalmente al efecto de la fricción, para el caso de estudio el valor es de 0,75.

σ_{fml} = esfuerzo de fluencia promedio correspondiente a la deformación entre los radios interior y exterior del flanco (N/mm²) y es determinado por:

$$\sigma_{fml} = 0.5 \cdot K(\varphi_1^N + \varphi_2^N)$$

φ_1 = deformación verdadera localizada en la orilla del flanco y obtenida por:

$$\varphi_1 = \ln \frac{D_b}{D}$$

φ_2 = deformación verdadera localizada al final del flanco o al inicio del radio de la matriz y es obtenida por:

$$\varphi_2 = \ln \frac{\sqrt{D_b^2 - D^2 + (d_d + 2r_d)^2}}{d_d + 2r_d}$$

d_d = diámetro de la cavidad de la matriz (mm).

D = diámetro del flanco instantáneo (mm) donde ocurrirá la fuerza máxima cuando cumpla que $D = 0.77D_b$.

r_d = radio del filo de la matriz (mm).

N = exponente de la curva de endurecimiento exponencial.

K = coeficiente de resistencia o coeficiente de la curva de endurecimiento exponencial. Para la investigación se obtuvo un coeficiente de endurecimiento K de 168 MPa. Con las ecuaciones y el modelo matemático analizado se calculan los parámetros de embutición que se presentan en la Tabla 4.

Tabla 4. Parámetros de embutición.

Parámetro	Magnitud
Diámetro de la lámina (D)	71 mm
Fuerza máxima embutición ($F_{m,max}$)	8541,4 N
Fuerza en el punzón (F_p)	4207 N
Fuerza del pisa planchas (F_{p-p})	4334,4 N

Fuente: elaboración propia.

2.4. Simulación numérica

Utilizando las propiedades mecánicas determinadas anteriormente de la lámina bimetalica se simuló mediante elementos finitos el proceso de embutición utilizando Ansys Workbench con el módulo Explicit Dynamics. La matriz de embutición consta de un punzón, pisa plancha, lámina metálica y matriz (dado), que fueron modeladas como cuerpos sólidos, como se observa en la Figura 5.

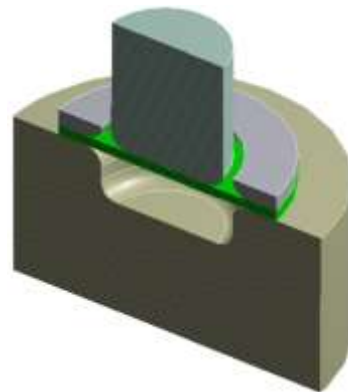


Figura 5. Geometría de la matriz de embutición.

Las propiedades mecánicas del material bicapa fueron calculadas en función de las pruebas de tracción

realizadas. La densidad fue calculada con el peso y volumen de una muestra del material, los valores del endurecimiento isotrópico multilíneal al igual que el calor específico, fueron obtenidos por interpolación de las propiedades del aluminio y cobre de la base de datos de materiales explícitos de ANSYS con respecto a la resistencia de tracción de los materiales individuales y bimetalico obtenido del ensayo de tracción. El módulo cortante fue calculado con la ecuación 8.

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (8)$$

Para los datos de Shock EOS Linear de la Figura 6, se utilizó las ecuaciones de Rankine-Hugoniot para las condiciones de choque y se pueden considerar como la definición de una relación entre cualquier par de las variables ρ (densidad), P (presión), e (energía), vp (velocidad de la partícula) y U (velocidad de choque). El coeficiente de Gruneisen fue tomado de las tablas de Harris and Avrami y la constante C_I corresponde a un parámetro de endurecimiento de la velocidad de deformación del material y se calcula mediante la ecuación 9.

$$C_1 = \frac{\pi t^3 b(b_0 - b)[(n^4 - 2n^2 + 3)r^2 + 2n^2(1 - n^2)ar + n^4 a^2]}{3n^4(b - a)^2 r^3} \quad (9)$$

El parámetro cuadrático $S2$ es cero para materiales lineales y puede tener un valor distinto a cero para materiales altamente no lineales. En la Figura 6 se observa los parámetros ingresados de la lámina bimetalica para la simulación.

Properties of Outline Row 3: AlCu	
	A
1	Property
2	Density
3	Multilinear Isotropic Hardening
4	Scale
5	Offset
6	Specific Heat
7	Shear Modulus
8	Shock EOS Linear
9	Gruneisen Coefficient
10	Parameter C1
11	Parameter S1
12	Parameter Quadratic S2

Figura 6. Propiedades del material bicapa.

Para las propiedades de los materiales de los elementos de la matriz de embutición se utilizó los datos de un acero estructural explícito del software Ansys.

La matriz fue considerada rígida y como un soporte fijo como se observa en la Figura 7. El desplazamiento del punzón es de 15 mm en el eje Y negativo y está restringido en las direcciones de los ejes X y Z. El punzón es rígido y sobre éste se aplicó una fuerza de

4207 N. La fuerza aplicada sobre el pisa-planchas es de forma tabular, es decir que al tiempo cero la presión también es cero y a un tiempo de $1e-3$ s la fuerza es de 4334N; por cuestiones de gasto computacional en la simulación la velocidad del punzón está aplicada en la dirección Y negativa y se estableció en -200 m/s. El tiempo fue seleccionado solamente por suposición y es de $1e-3$ s. En las superficies de contacto entre chapa – pisa-plancha (acero - aluminio), se estableció un coeficiente de fricción estático y dinámico de 0,1 y 0.05 respectivamente, mientras que, en la superficie de contacto chapa – matriz (cobre - acero) los coeficientes de fricción estático y dinámico fueron 0.1 y 0.08 respectivamente, tomando en consideración que estas superficies están lubricadas.

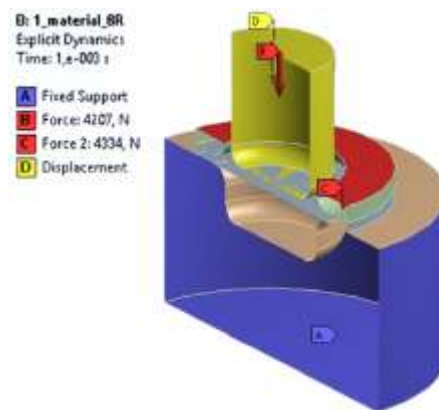


Figura 7. Condiciones de frontera.

En la Figura 8, se observa el mallado aplicado al sistema, donde el tamaño de cada elemento para el disco a embutir es de 1mm, mientras que para los demás elementos es el que ANSYS asigna por defecto, además se aplica un mallado medio y de curvatura a todos los elementos. El número de nodos obtenidos es de 32868, mientras que el número de elementos es 41743.

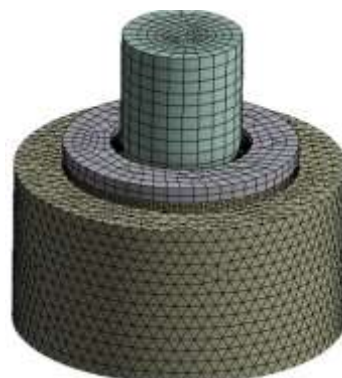


Figura 8. Mallado aplicado al proceso de embutición.

La Figura 9 muestra la gráfica de convergencia del sistema de embutición, con un porcentaje de 86.65 % que garantiza que el problema planteado tiene solución.

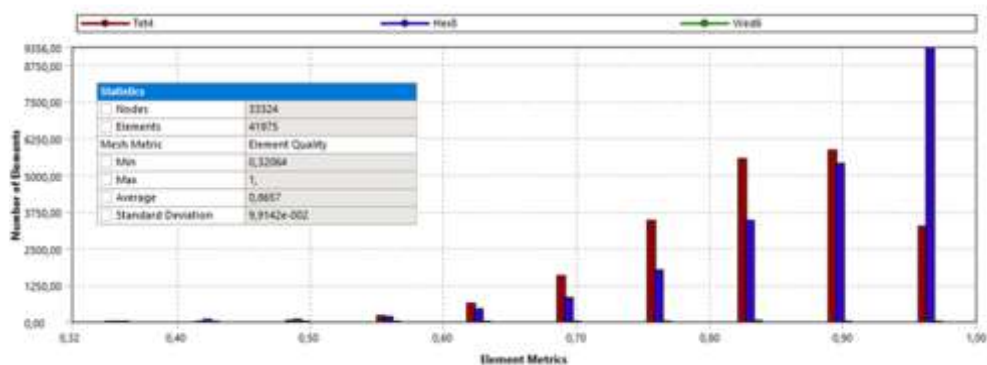


Figura 9. Diagrama de convergencia del proceso de embutición.

Para el post procesamiento la simulación fue realizada con la fuerza calculada para el pisa-planchas de 4334 N, la misma que no ocasiona arrugas en el reborde de la pieza embutida, además para comprobar la formación de arrugas, también se han realizado pruebas con fuerzas de 2167N y 1083N que corresponden a la mitad y cuarta parte de la fuerza calculada para el pisa-plancha. Para completar las simulaciones se realizó sin pisa-planchas, donde se observan las arrugas a su máxima deformación, además otra prueba con una fuerza de 5416 N, superior a la calculada para comprobar que bajo estas condiciones no se forman arrugas en el reborde de la pieza embutida, pero sufre cizallamiento en el fondo de esta.

2.5. Procedimiento experimental

Las pruebas de laboratorio fueron realizadas con la matriz sin pisa-planchas y con pisa-planchas. La fuerza fue variable, para lo cual se utilizaron dos, cuatro, ocho y diez resortes igualmente espaciados para que la fuerza sobre el pisa-planchas sea uniforme. Los resortes cumplen la norma ISO-10243 serie G16-076 con una compresión del 20% que corresponde a 15.2 mm, lo cual genera una fuerza de 518 N, siendo el valor más aproximado al calculado (541 N) para el presente estudio. La matriz diseñada para las pruebas de embutición se puede apreciar en la Figura 10. El accionamiento de esta se lo realizó mediante una prensa hidráulica de doce toneladas, la cual, permite medir la presión en cada proceso y se utilizó un tope en la matriz, para que el desplazamiento del punzón sea de 15 mm exactamente en todas las pruebas. La fuerza de embutición o fuerza total calculada para obtener una pieza embutida sin ondulaciones en el reborde es de 8541 N y esta tiene sus componentes como son la fuerza en el pisa-planchas, la fuerza aplicada al punzón, la fuerza de fricción y otras pequeñas fuerzas que se producen por efecto del proceso. La fuerza calculada en el pisa-planchas es de 4334 N, por lo que la suma de

las fuerzas restantes es de 4207 N, valores que han sido utilizados en el proceso de simulación.



Figura 10. Matriz de embutición experimental.

3. Resultados y discusión

En la parte práctica, no se pudo aplicar el valor exacto de la fuerza calculada de 4334.4 N en el pisa-planchas, debido al uso de resortes normalizados, los cuales al ser colocados ocho, proporcionan una fuerza de 4144 N. Las fuerzas restantes son ocasionadas por la fuerza aplicada al punzón, por lo que; en la simulación se consideró a dicha fuerza como una sola. La fuerza calculada para el punzón es de 4207 N, mientras que la fuerza experimental es de 4000 N. Con estos resultados, en la fuerza de embutición (fuerza total), se inicia con un error de 4.65 % entre valores teóricos y prácticos. En las demás pruebas se fue disminuyendo gradualmente el número de resortes, para demostrar que la fuerza aplicada al pisa-planchas ocasiona la formación de arrugas en el reborde. Además, se realizó una prueba con una fuerza mayor a la calculada (diez resortes) para causar una fractura en la pieza embutida. A medida que disminuye la fuerza aplicada al pisa-planchas, el error porcentual en la fuerza de embutición aumenta, aunque no en forma significativa.

La deformación direccional con FEM fue realizada solamente en el eje Y, es decir en la altura de la pieza, con este análisis se puede determinar cuánto se ha deformado el reborde y se compara con la deformación de las piezas embutidas. El mayor porcentaje de error es de 6.51 % y se da en la embutición con 10 resortes, es decir; la fuerza en el pisa-planchas mayor a la calculada, siendo la fuerza experimental menor en todos los casos, por lo tanto, la deformación simulada también debería ser mayor a la experimental. La relación entre errores de fuerza y deformación se denominó error real (Tabla 5).

Tabla 5. Deformaciones simuladas y experimentales (eje Y).

N° resortes	Deformación direccional (mm)			
	Simulada	Experimental	% error	% error real
10	14,89	13,92	6,51	-1,91
8	15,12	15,50	2,51	2,14
4	15,94	16,08	0,88	3,86
2	16,23	16,45	1,35	3,45
0	18,91	18,15	4,01	0,91

Fuente: elaboración propia.

Los valores de porcentajes positivos indican que la deformación experimental es mayor a la simulada, mientras que en el caso del pisa-planchas con 10 resortes es menor. Esto se debe a que, en la práctica, la pieza embutida se cizalla antes de llegar a la profundidad necesaria y las deformaciones en todas las pruebas están por debajo del 4 %. Los resultados a través de FEM y experimental se observan en las Figuras 11 y 12.

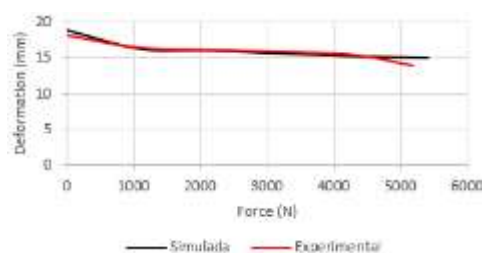


Figura 11. Deformación simulada vs experimental.

Como se observa en la Tabla 6, los esfuerzos cortantes cuando se trabaja sin pisa-planchas y con pisa-planchas con 2 y 4 resortes, no sobrepasan el valor del esfuerzo cortante admisible del material bicapa que es de 112 MPa, por lo que el material no presenta ruptura por cizallamiento. En la embutición con 8 resortes en el pisa-planchas que producen la fuerza que no crean arrugas en el reborde, se genera un esfuerzo cortante de 112.08 MPa que es similar al esfuerzo cortante admisible del material (112 MPa), siendo la fuerza ideal o admisible para el presente estudio. Al sobrepasar la fuerza calculada colocando 10 resortes en la matriz, esta produce un esfuerzo cortante de 112.68 MPa, mayor al esfuerzo cortante admisible (112 MPa), por lo que ocasiona una falla en la embutición. La

Figura 16 indica dónde se producen los esfuerzos cortantes máximos para una pieza embutida con 8 resortes y sin resortes.

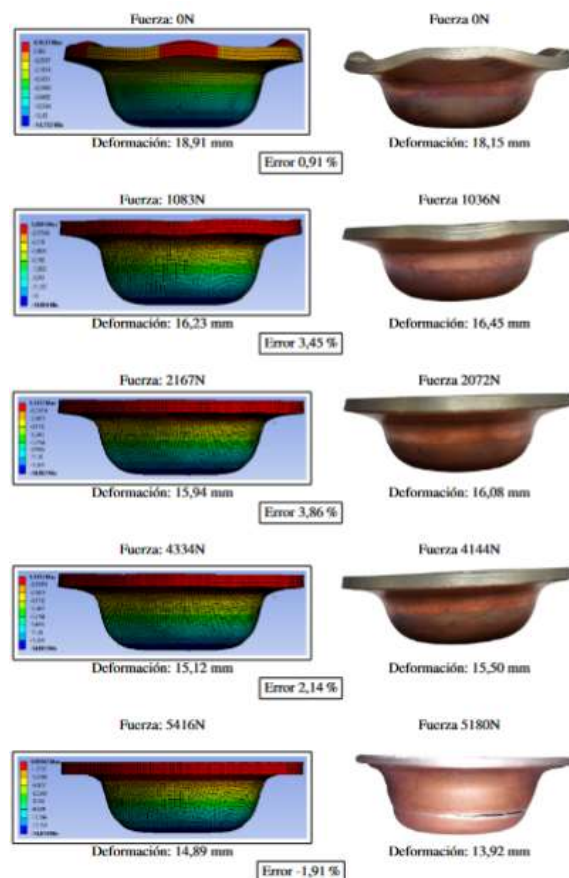


Figura 12. Deformación simulada vs experimental.

Tabla 6. Esfuerzos cortantes simulados.

N° resortes	Fuerza calculada en el punzón (N)	Fuerza calculada pisa-planchas (N)	Fuerza embutición calculada (N)	Esfuerzo cortante (MPa)
10	4207	5416	9623	112,68
8		4334	8541	112,08
4		2167	6374	111,16
2		1083	5290	110,64
0		0	4207	109,17

Fuente: elaboración propia.

En la Figura 13 se observa los esfuerzos cortantes máximos del elemento embutido con un pisa plancha accionado con 8 resortes y sin acción del mismo. La deformación plástica equivalente indica un valor máximo de deformación en la pieza, en la Tabla 7 se pueden ver estos valores producidos por las diferentes fuerzas aplicadas en el proceso. La menor deformación simulada en el radio del fondo de la pieza es de 0.56 mm cuando se trabaja sin pisa-planchas y de 0.61 mm cuando se trabaja con la fuerza máxima admisible calculada de 4334 N sobre el pisa-planchas.

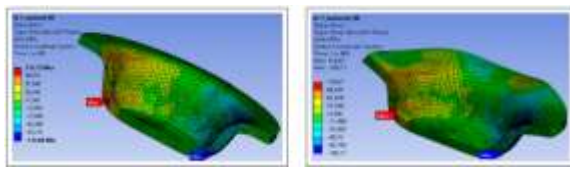


Figura 13. Esfuerzos cortantes máximos con resortes y sin resortes.

Mientras que cuando la fuerza sobre el pisa-planchas es mayor a la calculada, la simulación nos arroja un valor de 0.67 mm de deformación plástica, provocando el fallo. En la Figura 14 se observa la deformación plástica equivalente para una pieza embutida con 4 resortes en el pisa-planchas, es decir; con una fuerza calculada de 2167 N y su deformación de 0,57 mm, además los resultados prácticos con una fuerza de 2072 N y una deformación de 0.52 mm.

Tabla 7. Deformación plástica equivalente simulada.

Nº resortes	Fuerza calculada en el punzón (N)	Fuerza calculada pisa-planchas (N)	Fuerza embutición calculada (N)	Deformación plástica equivalente (mm/mm)
10	4207	5416	9623	0,67
8		4334	8541	0,61
4		2167	6374	0,57
2		1083	5290	0,58
0		0	4207	0,56

Fuente: elaboración propia.

Se produce un error de 8.77 % en relación con el espesor inicial, que disminuye a 4.03% si se compensa el error inicial entre las fuerzas del pisa-planchas calculada y práctica.

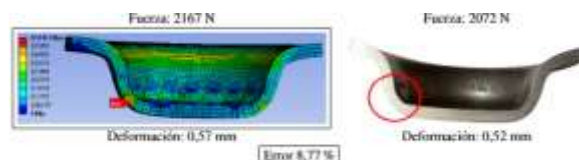


Figura 14. Deformación plástica equivalente en el proceso de embutición.

4. Conclusiones

Las pruebas de tracción realizadas al material bicapa evidenciaron que el aluminio con revestimiento de cobre mejora su alargamiento en 14.94 %, mientras que la resistencia a la tracción lo hace en 26.35 % con respecto al aluminio sin revestimiento. Según el productor del material, la resistencia a la separación de los materiales es mayor a 40 MPa. Con los ensayos de tracción se comprobó que la lámina bimetallica falla a la tracción antes que, a despegarse, por lo que para el análisis se consideró al material bicapa como una sola lámina. La realización de experimentos es un proceso lento y costoso, por lo tanto, se vuelve necesario usar modelos analíticos modificados para embutición de chapas de un solo material que junto con FEM

muestran una buena relación entre los resultados analíticos y experimentales. Tanto las deformaciones direccionales, esfuerzos cortantes y deformación plástica equivalente, presentan errores por debajo del 4% entre el estudio analítico y experimental. Todos los resultados son satisfactorios, excepto en la prueba usando una fuerza en el pisa-planchas mayor al valor calculado debido a que en la simulación de dinámica explícita no se muestra una ruptura del material, más bien esto se puede apreciar cuando el esfuerzo cortante del material sobrepasa el esfuerzo cortante admisible del mismo, que es lo que ha ocurrido en esta prueba. Para los demás casos, la fuerza calculada en el pisa-planchas genera esfuerzos cortantes igual y menores al esfuerzo cortante admisible del material, ratificando que el material no fallará con fuerzas menores a la calculada. Los valores obtenidos de anisotropía para el material bimetalico a 0°, 45° y 90°, tienen una desviación máxima de apenas 0.17, por lo que, no se presentaron arrugas considerables en el reborde con fuerzas menores a la admisible según el modelo escogido.

5. Referencias

- [1] Dehghani, F.; Salimi, M. "Analytical and experimental analysis of the formability of copper-stainless-steel 304L clad metal sheets in deep drawing". *Int J Adv Manuf Technol*, vol. 82, pp.163–177, 2016. [PDF]. Disponible en: <https://link.springer.com/article/10.1007/s00170-015-7359-9>
- [2] Li, L.; Nagai, K.; Yin, F. "Progress in cold roll bonding of metals". *Science and Technology of Advanced Materials*, vol. 9, n.º 2, pp. 023001, 2008. [PDF]. Disponible en: <https://iopscience.iop.org/article/10.1088/1468-6996/9/2/023001/meta>
- [3] Shajari, Y.; Akbari, A.; Seyedraoufi, Z.; Porhonor, M.; Bakhtiari, H.; Razavi, S.; Abdolmaleki, H.; Khanzadeh, M. "Formation of Intermetallic Compounds in Al–Cu Interface via Cold Roll Bonding". *Surface Engineering and Applied Electrochemistry*, vol. 58, n.º 1, pp. 41 – 50, 2022. [PDF]. Disponible en: <https://link.springer.com/article/10.3103/S1068375522010112>
- [4] Uscinowicz, R. "The effect of rolling direction on the creep process of Al–Cu bimetallic sheet". *Materials and Design*, vol. 49, pp. 693–700, 2013. [PDF]. Disponible en: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0261306913001088>

- [5] Shiran, M.; Bakhtiari, H.; Mousavi, S.; Khalaj, G.; Mirhashemi, S. "Effect of Stand-Off Distance on the Mechanical and Metallurgical Properties of Explosively Bonded 321 Austenitic Stainless Steel - 1230 Aluminum Alloy Tubes". *Materials Research*, vol. 20, pp. 291–302, 2017. [PDF]. Disponible en: <https://www.scielo.br/j/mr/a/w9NBdgLYpSK5vD5bZ/S39wzk/?lang=en>
- [6] Sheng, L.; Yang, F.; Xi, T.; Lai, C.; Ye, H. "Influence of heat treatment on interface of Cu/Al bimetal composite fabricated by cold rolling". *Composites Part B: Engineering*, vol. 42, n.º 6, pp. 1468–1473, 2011. [en línea]. Disponible en: <https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S1359836811001867>
- [7] Bykov, A. "Bimetal production and applications". *Steel in Translation*, vol. 41, n.º 9, pp. 778, 2011. [PDF]. Disponible en: <https://www.proquest.com/docview/912966123?pq-origsite=gscholar&fromopenview=true&sourcetype=Scholarly%20Journals>
- [8] Chen, Y.; Wang, A.; Xie, J.; Guo, Y. "Deformation mechanisms in Al/Al₂Cu/Cu multilayer under compressive loading". *Journal of Alloys and Compounds*, vol. 885, pp. 160921, 2022. [PDF]. Disponible en: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0925838821023306>
- [9] Taali, S.; Toroghinejad, M.; Saeidi, N. "Architected lightweight steel composite: evaluation of the effect of geometrical parameters and annealing treatments on deformation behavior". *Journal of Materials Research and Technology*, vol. 15, pp. 5414–5427, 2021. [PDF]. Disponible en: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2238785421012576>
- [10] Lesuer, D.; Syn, C.; Sherby, O.; Wadsworth, J.; Lewandowski, J.; Hunt, W. "Mechanical behaviour of laminated metal composites", *International Materials Reviews*, vol. 41, n.º 5, pp. 169–197 1996, 41, 169–197. [en línea] Disponible en: <https://journals.sagepub.com/doi/abs/10.1179/imr.1996.41.5.169>
- [11] Kumar, M.; Choudhary, A. "Plastic Wrinkling Investigation of Sheet Metal Product Made by Deep Forming Process: A FEM Study", *International Journal of Engineering Research and Technology*, vol. 3, n.º 10, pp. 186–191, 2014. [PDF].
- [12] Demirci, H.; Yacsar, M.; Demiray, K.; Karalí, M. "The theoretical and experimental investigation of blank holder forces plate effect in deep drawing process of AL 1050 material". *Materials and Design*, vol. 29, n.º 2, pp. 526–532, 2008. [en línea] Disponible en: <https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S0261306907000155>
- [13] Yu, T.; Johnson, W. "The buckling of annular plates in relation to the deep-drawing process", *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 24, n.º 3, pp. 175–188, 1982. [PDF]. Disponible en: <https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S0020740382900364>
- [14] Morovvati, M.; Mollaei, B.; Asadian, M. "A theoretical, numerical, and experimental investigation of plastic wrinkling of circular two-layer sheet metal in the deep drawing", *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 210, n.º 13, pp. 1738–1747, 2010. [PDF]. Disponible en: <https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S0924013610001676>
- [15] Samie, S.; Morovvati, M.; Vaghasloo, A. "Influence of anisotropy and lubrication on wrinkling of circular plates using bifurcation theory", *International Journal of Mechanical Forming*, vol. 8, pp. 439–454, 2015. [en línea] Disponible en: <https://link.springer.com/article/10.1007/s12289-014-1187-6>
- [16] Darendeliler, H.; Kaftanoglu, B. "Deformation Analysis of Deep-Drawing by a Finite Element Method", *CIRP Annals*, vol. 40, n.º 1, pp. 281–284, 1991. [PDF]. Disponible en: <https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S0007850607619878>
- [17] Flores, H. "Un algoritmo de concepto para el análisis explícito de procesos de embutición", *Revista internacional de métodos numéricos*, vol. 16, n.º 4, pp. 421–432, 2000. [PDF] Disponible en: <https://upcommons.upc.edu/handle/2099/4560>
- [18] Garrido, C.P.; Celentano, D.J.; Castillo, J.A.; Guerra, J.M. "Simulación del proceso de embutición de una tapa de embrague de una lavadora semiautomática", *La Serena, Chile*, 2004. [PDF]
- [19] Bernai, Y.; Urama, R.; Marty, J.; Okoye, N. "Development of intelligent control of optimum parameters in deep drawing of sheet metal using genetic algorithm and finite element methods", *Advanced Materials Research*, vol. 690, pp. 2280–2290, 2013. [PDF]. Disponible en: <https://www.scientific.net/AMR.690-693.2280>