ANÁLISIS DEL COMPORTAMIENTO TRIBOLÓGICO DE CASQUETES MICROTEXTURIZADOS PARA MOTORES DE COMBUSTIÓN INTERNA

VÍCTOR MANUEL MEJÍA SÁNCHEZ



INSTITUCIÓN UNIVERSITARIA PASCUAL BRAVO
FACULTAD DE POSGRADOS
MAESTRÍA EN ENERGÍA
MEDELLÍN
2026

ANÁLISIS DEL COMPORTAMIENTO TRIBOLÓGICO DE CASQUETES MICROTEXTURIZADOS PARA MOTORES DE COMBUSTIÓN INTERNA

Víctor Manuel Mejía Sánchez

Trabajo de Grado presentado como requisito para optar al título de Magister en Energía

PhD J. Sebastián Rudas

PhD Juan Manuel Gonzáles

Institución Universitaria Pascual Bravo
Facultad de Posgrados
Maestría en Energía
Medellín
2026

Nota de Aceptación del Trabajo de Grado

En esta sección del documento se debe incluir la página en la que se ha registrado la nota obtenida luego de la exposición y las firmas de los docentes evaluadores. Esta página le será entregada al estudiante.

Dedicatoria

Dedico este trabajo a mi familia, por su apoyo constante, comprensión y confianza durante el desarrollo de la Maestría en Energía. Su acompañamiento fue fundamental para superar las exigencias académicas, personales y profesionales que implicó este proceso.

También dedico este logro a mi propio esfuerzo, disciplina y perseverancia, que hicieron posible culminar una etapa de formación que representa un avance significativo en mi trayectoria personal y profesional.

Agradecimientos

Expreso mi más sincero agradecimiento al PhD. Juan Sebastián Rudas, al PhD. Juan Manuel Gonzáles y al PhD. Alejandro Toro, por su acompañamiento académico, orientación técnica y aportes al direccionamiento de esta investigación y de mi proceso formativo durante la Maestría en Energía.

Agradezco al PhD. Luis Miguel Ballesteros por su disposición, orientación y participación en el desarrollo de la pasantía realizada en el Centro de Investigación y Desarrollo Industrial, CIDESI, estado de Querétaro, México. Esta experiencia fue fundamental para fortalecer el componente experimental, de manufactura y caracterización del presente trabajo. De manera especial, agradezco al ingeniero José Miguel González, “Mike”, J. Eleazar Sánchez y José Refugio Fujarte en CIDESI por su colaboración, disposición y apoyo en el proceso de texturización láser y caracterización de las microtexturas fabricadas. Asimismo, agradezco a CIDESI por permitir el uso de sus instalaciones, equipos y espacios de investigación durante el desarrollo de la pasantía de investigación.

A la Institución Universitaria Pascual Bravo, por facilitar los espacios, equipos y recursos empleados en la fabricación de microtexturas mediante CNC y en la ejecución de las pruebas experimentales. A la Universidad Nacional de Colombia, sede Medellín, por el apoyo brindado mediante el uso de sus espacios para la caracterización de los materiales y superficies analizadas.

Finalmente, agradezco a los ingenieros Jesús Salas y Juan Idárraga por su apoyo durante las pruebas experimentales; al ingeniero Julián Gómez por su colaboración en la fabricación de las microtexturas mediante CNC; y a todas las personas que, de manera directa o indirecta, contribuyeron al desarrollo y culminación de esta investigación.

Resumen

Esta investigación analizó el comportamiento tribológico de casquetes de biela microtexturizados para motores de combustión interna, texturizados mediante mecanizado CNC y texturización láser. Se diseñaron cavidades circulares con diámetros nominales de 800, 1000 y 1200 μm, profundidad nominal de 100 μm y tres distribuciones axiales, manteniendo constante la disposición circunferencial. Las microtexturas se caracterizaron dimensionalmente y se evaluaron en un bancomotor diésel KAMA accionado externamente, bajo condiciones controladas de 1800 rpm y temperatura de aceite cercana a 80 °C. Se registraron mediciones de torque, presión en recámara y temperatura; adicionalmente, se realizó un análisis factorial, gravimetría y evaluación post mortem mediante inspección macrográfica, microscopía electrónica de barrido y análisis EDS. El mecanizado CNC presentó mayor fidelidad geométrica global respecto al diseño nominal. El desempeño tribológico dependió principalmente del diámetro de las cavidades y de su interacción con la distribución axial. La configuración CNC 6×10, con diámetro de 800 μm, alcanzó la mayor reducción de torque, equivalente a 12,7 % respecto al casquete liso. La condición CNC 6×1, con diámetro de 1000 μm, presentó el mejor equilibrio entre reducción de torque y baja pérdida aparente de masa. La magnitud registrada experimentalmente fue el torque requerido para accionar externamente el conjunto entre la biela y el cigüeñal, el cual integra las pérdidas por fricción del sistema mecánico y no constituye una medida directa del coeficiente de fricción del par casquete y muñón; el indicador energético derivado corresponde a una presión media efectiva resistente equivalente, (MEPres), obtenida como transformación del torque promedio, y no a una presión media efectiva de fricción estricta. Los resultados evidencian que la microtexturización puede reducir la resistencia al giro, aunque su efectividad depende de la geometría real, el proceso de fabricación y la dinámica de lubricación. El aporte de la investigación consiste en establecer y verificar experimentalmente una metodología que articula, sobre casquetes comerciales y en un conjunto biela y cigüeñal representativo de un motor alternativo, el diseño geométrico paramétrico de la microtextura, su fabricación

mediante dos tecnologías sustractivas de naturaleza distinta, la caracterización de la geometría real obtenida, la respuesta energética del sistema y la evidencia gravimétrica y morfológica posterior al ensayo.
Estos resultados se establecen bajo la condición de una única observación experimental independiente por tratamiento factorial, por lo cual constituyen evidencia comparativa de carácter exploratorio para las configuraciones geométricas y las condiciones operativas evaluadas.

Palabras clave: Tribología; casquetes; motores de combustión interna; fricción; microtexturización superficial; lubricación hidrodinámica; mecanizado CNC; texturización láser; desgaste.

Abstract

This study investigated the tribological behavior of microtextured connecting-rod bearing shells for internal combustion engines, manufactured by CNC machining and laser surface texturing. Circular dimples with nominal diameters of 800, 1000, and 1200 μm, a nominal depth of 100 μm, and three axial distributions were designed while maintaining a constant circumferential arrangement. The microtextures were dimensionally characterized and evaluated using an externally driven KAMA diesel engine test bench under controlled operating conditions of 1800 rpm and an oil temperature close to 80 °C. Torque, cylinder pressure, and oil temperature were recorded. In addition, factorial analysis, gravimetric measurements, and post-mortem assessment through macroscopic inspection, scanning electron microscopy, and energy-dispersive X-ray spectroscopy were conducted. CNC machining showed higher overall geometric fidelity to the nominal design. Tribological performance depended primarily on dimple diameter and its interaction with axial distribution. The CNC 6×10configuration with an 800 μmdiameter achieved the largest torque reduction, 12.7% relative to the smooth bearing shell. The CNC 6×1configuration with a 1000 μmdiameter provided the best balance between

torque reduction and low apparent mass loss. The quantity recorded was the torque required to externally drive the connecting-rod and crankshaft assembly, which integrates the friction losses of the mechanical system and is not a direct measure of the friction coefficient of the shell–journal pair; the derived energy indicator is an equivalent resistive mean effective pressure, MEPres, obtained as a transformation of the average torque, and not a strict friction mean effective pressure. The findings show that microtexturing can reduce rotational resistance, although its effectiveness depends on the actual texture geometry, manufacturing process, and lubrication dynamics. The contribution of this work lies in establishing and experimentally verifying a methodology that links, on commercial bearing shells and in a connecting-rod and crankshaft assembly representative of a reciprocating engine, the parametric geometric design of the microtexture, its manufacture by two subtractive technologies of different nature, the characterisation of the actual geometry obtained, the energy response of the system, and the post-test gravimetric and morphological evidence.

These results were obtained with a single independent experimental observation per factorial treatment and therefore constitute exploratory comparative evidence for the geometric configurations and operating conditions evaluated.

Keywords: Tribology; bearing shells; internal combustion engines; friction; surface microtexturing; hydrodynamic lubrication; CNC machining; laser surface texturing; wear.

TABLA DE CONTENIDO

LISTA DE TABLAS 11
LISTA DE FIGURAS 13
LISTA DE ECUACIONES 16
LISTA DE ABREVIATURAS, SIGLAS Y SÍMBOLOS 17
INTRODUCCIÓN 20
PLANTEAMIENTO DEL PROBLEMA 24
Justificación 28
Delimitación del problema 29
OBJETIVOS 31
General 31
Específicos 31
MARCO DE REFERENCIA 32
1.1 Marco Conceptual 32
1.2 Marco Teórico 40
1.2.1. Cuantificación energética experimental: presión en cámara, torque y pérdidas por fricción 42
1.2.1 Conversión de la presión en cámara a carga aplicada sobre el casquete 45
1.2.2 Parametrización geométrica de la microtextura y su relación con el comportamiento hidrodinámico 53
METODOLOGÍA 57
2.1. Fase 1. Caracterización integral de casquetes comerciales 58
2.2. Fase 2. Selección y puesta a punto de tecnologías de fabricación y del sistema experimental 63
2.3. Fase 3. Diseño y fabricación de microtexturas 70
2.4. Fase 4. Evaluación experimental en bancomotor bajo diseño de experimentos 82
2.4.1. Limitaciones del diseño experimental y alcance de las inferencias 90
2.5. Fase 5. Análisis de resultados y evaluación post mortem 92
ANÁLISIS DE RESULTADOS 95
3.1. Caracterización inicial de casquetes, bielas y muñón del cigüeñal 95

3.1.1. Caracterización dimensional de casquetes, bielas y muñón 96
3.1.2. Caracterización metalográfica y microestructural 97
3.1.3. SEM-EDS y mapas elementales 99
3.1.4. Medición de espesores de sustrato y recubrimiento 102
3.1.5. Microdureza puntual del sistema entre el sustrato y el recubrimiento 104
3.2. Diseño CAD y matriz de microtexturas 105
3.2.1. Modelo CAD del casquete y definición geométrica base 106
3.2.2. Definición de la geometría de los hoyuelos 107
3.3. Configuraciones geométricas de microtextura 108
3.4. Fabricación de microtexturas por CNC y láser 111
3.4.1. Resultados de fabricación mediante mecanizado CNC 111
3.4.2. Resultados de fabricación mediante texturización láser 112
3.5. Caracterización geométrica y topográfica de las texturas fabricadas 114
3.5.1. Verificación del diámetro y distribución de las microtexturas 115
3.5.2. Perfil transversal y profundidad de las microtexturas 119
3.6. Validación del banco experimental y condiciones de ensayo 128
3.6.1. Configuración y adaptación del esquema experimental 129
3.6.2. Resultados de validación del sistema experimental y control de condiciones de ensayo 130
3.7. Resultados experimentales de torque, presión, potencia y FMEP 134
3.7.1. Evolución temporal del torque y de la presión en recámara 135
3.7.2. Comparación de torque promedio y potencia de accionamiento 139
3.7.3. Comparación de presión media en recámara 144
3.7.4. Potencia de accionamiento y alcance del cálculo de FMEP 146
3.8. Análisis estadístico mediante diseño factorial $\mathbf{32 \times 2}$ 151
3.8.1. Estructura del diseño factorial 151
3.8.2. Unidad experimental y tratamiento de las señales adquiridas 153
3.8.3. Modelo estadístico adoptado 154
3.8.4. Análisis factorial del torque promedio 158
3.8.5. Análisis factorial de la presión media en recámara 164
3.8.6. Análisis de la presión media efectiva resistente equivalente 166

3.9. Análisis de la ganancia o pérdida aparente de masa....170
3.10. Validación física y morfológica complementaria....176
3.10.1. Selección de configuraciones representativas para el análisis post mortem 177
3.10.2. Inspección macroscópica de los casquetes ensayados 177
3.10.3. Evaluación SEM post mortem de casquetes fabricados mediante CNC 180
3.10.4. Evaluación SEM post mortem de casquetes fabricados mediante láser 181
3.11. Análisis integrado de la geometría real de la microtextura, la respuesta energética y la condición superficial....186
3.11.1. Análisis complementario de la respuesta sobre la geometría real fabricada 186
DISCUSIÓN 195
LIMITACIONES DEL ESTUDIO 205
CONCLUSIONES 207
Conclusión orientadora para la continuación de la línea de investigación....212
RECOMENDACIONES 215
REFERENCIAS 219

LISTA DE TABLAS

Tabla 1 Parametrización geométrica de las configuraciones de microtextura evaluadas. Elaboración propia .. 55
Tabla 2 Criterios técnico-tribológicos para la selección de la geometría de microtextura. Elaboración propia 73
Tabla 3 Configuración de texturas para fabricación mediante CNC y Laser 75
Tabla 4 Resumen Parámetros de texturizado CNC 76
Tabla 5 Parámetros laser para texturización por iteraciones 80
Tabla 6 Resumen estructura experimental para la configuración de texturizados 84
Tabla 7 Dimensiones iniciales de casquetes, bielas y muñón del cigüeñal. Elaboración propia 97
Tabla 8 Composición nominal de referencia de la aleación de recubrimiento según referencia metalográfica del de atlas of microstructures of industrial alloys. Elaboración propia 99
Tabla 9 Espesor promedio del sustrato y recubrimiento. Elaboración propia 103
Tabla 10 Resultados de dureza recubrimiento y sustrato. Elaboración propia 104
Tabla 11 Parámetros geométricos generales del diseño de microtexturas. elaboración propia. 108
Tabla 12 Resumen de fabricación y selección de muestras. Elaboración propia. 114
Tabla 13 Verificación dimensional de diámetros de microtexturas fabricadas. Elaboración propia 118
Tabla 14 Verificación de profundidad de microtexturas fabricadas mediante CNC y láser. Elaboración Propia. 126
Tabla 15 Volumen real promedio texturizado en casquetes según la configuración. Elaboración propia 126
Tabla 16 Resultados de torque promedio, variación respecto al casquete liso y potencia mecánica de accionamiento. Elaboración propia. 141
Tabla 17 Torque promedio, potencia de accionamiento, MEPres y variación respecto de la condición lisa, con incertidumbre propagada. Elaboración propia 142
Tabla 18 Resultados de presión media en recámara para las configuraciones evaluadas. Elaboración propia. 146
Tabla 19 Potencia de accionamiento y presión media efectiva resistente equivalente para las configuraciones evaluadas. Elaboración propia. 147
Tabla 20 Factores y niveles del diseño factorial general 3^2 x 2. Elaboración propia 153
Tabla 21 Distribución de grados de libertad para el modelo factorial de segundo orden. Elaboración propia. 156
Tabla 22 Indicadores de ajuste de los modelos factoriales obtenidos para las respuestas experimentales. Elaboración propia 158
Tabla 23 Análisis de varianza para el modelo factorial de segundo orden aplicado al torque promedio. Elaboración propia 159
Tabla 24 Medias ajustadas de torque por factor y variación descriptiva respecto al casquete liso. Elaboración propia 160
Tabla 25 Medias ajustadas de torque para la interacción entre número de filas axiales y diámetro nominal de microtextura. Elaboración propia 162
Tabla 26 Análisis de varianza para el modelo factorial de segundo orden aplicado a la presión media en recámara. Elaboración propia. 165
Tabla 27 Medias ajustadas de presión media en recámara por factor y variación descriptiva respecto al casquete liso. Elaboración propia 165
Tabla 28 Medias ajustadas de presión media efectiva resistente equivalente para los niveles de diámetro evaluados. Elaboración propia 167

Tabla 29 Masas iniciales, finales y pérdida aparente de masa de los casquetes lisos y microtexturizados mediante CNC. Elaboración propia. 172
Tabla 30 Masas iniciales, finales y pérdida aparente de masa de los casquetes microtexturizados mediante láser. Elaboración propia. 173
Tabla 31 Comparación de la pérdida aparente total de masa entre casquetes fabricados mediante CNC y láser. Elaboración propia. 174
Tabla 32 Configuraciones seleccionadas para el análisis post mortem y relación con las respuestas experimentales. Elaboración propia. 177
Tabla 33 Integración de resultados representativos de geometría, torque, presión y pérdida aparente de masa. Elaboración propia. 188

LISTA DE FIGURAS

Ilustración 1 Representación esquemática de cojinetes (a) liso y (b) texturizado. Tomado de [16] *32*
Ilustración 2 Ilustración esquemática de diferentes formas geométricas de hoyuelos y ranuras. Tomado de [13] *33*
Ilustración 3 Mecanismo de funcionamiento de las texturas en cojinetes. Tomado de [16] *34*
Ilustración 4 Diagrama esquemático de una estructura de cojinete de presión dinámica radial, (a) diagrama dirección axial de presión dinámica texturizado, (b) estructura radial del cojinete. Tomado de [19] *34*
Ilustración 5 Diagrama de la película lubricante, teniendo en cuenta la rugosidad (a) espesor de la pelicula en el espacio de la circunferencia del cojinete, (b) espesor de la pelicula en la direccion axial para larugosidad longitudinal. Tomado de [19] *36*
Ilustración 6 Textura completa y parcial aplicable a los casquetes. Tomada de [16] *37*
Ilustración 7 Esquema configuración del área del casquete texturizado. Tomado de [16] *41*
Ilustración 8 (a) Sección del casquete; (b) Geometría de los hoyuelos. Tomado de [26] *50*
Ilustración 9 Fases del desarrollo metodológico. Elaboración propia *57*
Ilustración 10 A) Cortadora Struers Accutom-100, B) Incluidora Hidráulica Metco. Elaboración propia *60*
Ilustración 11 Microscopio SEM, JEOL, modelo JSM-7200F. Elaboración propia. *62*
Ilustración 12 Diagrama de flujo para fase metodológica 1. Elaboración propia. *63*
Ilustración 13 Maquina de mecanizado 5 ejes HAAS UMC750. Elaboración propia *65*
Ilustración 14 Celda láser TRUMPF TruDisk 6002, integrada a un brazo robótico ABB. Elaboración propia. *66*
Ilustración 15 Esquema construcción y partes del banco motor para ensayos. elaboración propia *68*
Ilustración 16 Diagrama de flujo para fase metodológica 2. Elaboración propia. *70*
Ilustración 17 A) Sujeción en mesa 5 ejes, B) Montaje de sujeción a partir de la tapa de biela original. Elaboración propia *77*
Ilustración 18 A) Sujeción en mesa laser, B) Montaje de sujeción a partir de la tapa de biela móvil fabricada en impresión 3D. Elaboración propia. *81*
Ilustración 19 Diagrama de flujo para fase metodológica 3. Elaboración propia. *82*
Ilustración 20 Diagrama de Ip y Fp para texturización de los casquetes. elaboración propia *85*
Ilustración 21 A) distribución de texturas dirección θ y B) casquete inferior texturizado. Elaboración propia. *86*
Ilustración 22 Gramera Gravimetrics AG, serie 520PB, tipo 220A SCS. Elaboración propia. *86*
Ilustración 23 Diagrama de flujo para fase metodológica 4. Elaboración propia. *90*
Ilustración 24 Diagrama de flujo para fase metodológica 5. Elaboración propia. *94*
Ilustración 25 Casquetes comerciales en condición inicial antes de la fabricación de microtexturas. Elaboración propia *96*
Ilustración 26 Sección transversal metalográfica del casquete comercial en condición inicial. A) capas del casquete 200x, B) Sustrato 200 x, C) capas del casquete 500x y D) Sustrato 500X *98*
Ilustración 27 Comparación metalográfica preliminar de la sección transversal del casquete tomado de atlas of microstructures of industrial alloys *[31]* *99*
Ilustración 28 Sección superior del casquete más mapa de distribución elemental en recubrimiento *100*
Ilustración 29 Medición de espesores en la sección transversal del casquete *102*
Ilustración 30 A) Durómetro B) Indentacion de microdureza Vickers en la sección transversal del casquete. *104*
Ilustración 31 Modelo CAD del casquete comercial y dimensiones nominales empleadas para el diseño de microtexturas. Elaboración propia *107*

Ilustración 32 Definición geométrica CAD del perfil de microtextura circular con profundidad nominal de 100 µm. Elaboración propia *107*
Ilustración 33 Configuraciones CAD de microtexturas con variación de densidad axial: B) 6×1, C) 6×6 y D) 6×10. ..... *109*
Ilustración 34 Distribución de las configuraciones CAD. Elaboración propia. *110*
Ilustración 35 Casquetes con microtexturas fabricadas mediante CNC para las configuraciones A) 6x1, B) 6x6 y C) 6x10. Elaboración propia. *112*
Ilustración 36 Casquetes con microtexturas fabricadas mediante Laser para las configuraciones A) 6x1, B) 6x6 y C) 6x10. Elaboración propia. *113*
Ilustración 37 Micrografías de microtexturas circulares fabricadas mediante CNC para diámetros nominales de A) 800 μm, B) 1000 μm, C) 1200 μm. *116*
Ilustración 38 Micrografías de microtexturas circulares fabricadas mediante laser para diámetros nominales de A) 800 µm, B) 1000 µm, C) 1200 µm. *117*
Ilustración 39 Reconstrucción perfiles transversales de microtexturas fabricadas mediante CNC para diámetros nominales de: A) 800 µm, B) 1000 µm y C) 1200 µm. Elaboración propia. *120*
Ilustración 40 Secciones transversales de microtexturas fabricadas mediante CNC, A) perfil transversal de una cavidad representativa con diámetro nominal de 1200 um, B) detalle de la zona de borde y fondo de la microtextura y C) micrografía SEM en vista superficial de una microtextura representativa fabricada mediante CNC, con diámetro nominal 1200 um Elaboración Propia. *121*
Ilustración 41 Reconstrucción Perfiles transversales de microtexturas fabricadas mediante laser para diámetros nominales de: A) 800 µm, B) 1000 µm y C) 1200 µm. Elaboración propia. *123*
Ilustración 42 Secciones transversales y micrografia SEM de microtexturas fabricadas mediante láser, A) perfil trasversal de una cavidad representativa y B) detalle de la región de borde con variaciones locales de relieve y C) micrografía SEM en vista superficial de una microtextura láser de diámetro nominal de 800um. Elaboración Propia *124*
Ilustración 43 Configuración general del bancomotor utilizado para la evaluación experimental de casquetes microtexturizados. Elaboración propia. *129*
Ilustración 44 Sistema de transmisión mecánica empleado durante la validación del bancomotor: motor eléctrico Siemens, transductor de torque y acople cardánico telescópico. *132*
Ilustración 45 muestra de adquisición de datos LabVIEW temperatura, torque y presión. Elaboración propia *133*
Ilustración 46 Evolución temporal del torque y de la presión en recámara para la configuración 6×1, comparando el casquete liso y los casquetes microtexturizados, fabricados mediante CNC y láser. Elaboración propia. *135*
Ilustración 47 Evolución temporal del torque y de la presión en recámara para la configuración 6×6, comparando el casquete liso y los casquetes microtexturizados fabricados mediante CNC y láser. Elaboración propia. *137*
Ilustración 48 Evolución temporal del torque y de la presión en recámara para la configuración 6×10, comparando el casquete liso y los casquetes microtexturizados fabricados mediante CNC y láser. Elaboración propia. *138*
Ilustración 49 Torque promedio del casquete liso y de las configuraciones microtexturizadas fabricadas mediante CNC y láser. Las barras de error representan la desviación estándar de las señales procesadas. Elaboración propia *140*
Ilustración 50 Presión media en recámara para el casquete liso y las configuraciones microtexturizadas fabricadas mediante CNC y láser. Las barras de error representan la desviación estándar temporal de la señal de presión. Elaboración propia *144*

Ilustración 51 Diagrama de Pareto de efectos estandarizados para el torque promedio. Fuente resultados Minitab *160*
Ilustración 52 Efectos principales de Nz, diámetro nominal y tecnología de fabricación sobre el torque promedio. Fuente resultados Minitab *161*
Ilustración 53 Gráficas de interacción para el torque promedio: A) número de filas axiales–diámetro nominal; B) número de filas axiales–tecnología de fabricación; C) diámetro nominal–tecnología de fabricación. Fuente resultados Minitab *163*
Ilustración 54 Diagrama de Pareto de efectos estandarizados para presión promedio. A) modelo primer orden, B) modelo de segundo orden. Fuente Resultados Minitab *164*
Ilustración 55 Efectos principales de Nz, diámetro nominal y tecnología de fabricación sobre la presión media en recámara. Fuente resultados Minitab. *166*
Ilustración 56 Diagrama de Pareto de efectos estandarizados para presión media efectiva promedio. Fuente Resultados Minitab *167*
Ilustración 57 Variación porcentual del torque promedio de las configuraciones microtexturizadas respecto al casquete liso. Fuente resultados Minitab *169*
Ilustración 58 Pérdida aparente total de masa de los conjuntos de casquetes fabricados mediante CNC y láser para cada configuración microtexturizada. *175*
Ilustración 59 Comparación macroscópica entre un casquete liso no ensayado y un casquete liso después del ensayo: A) condición lisa de referencia antes del ensayo; B) condición lisa después del ensayo. *178*
Ilustración 60 Inspección macroscópica post mortem de configuraciones representativas: A) CNC, 6×10, d=800 µm; B) CNC, 6×1, d=1200 µm; C) láser, 6×6, d=1000 µm. *179*
Ilustración 61 Micrografías SEM post mortem de un casquete fabricado mediante CNC, muestra: a) región central de la zona texturizada, 100×; b) borde de cavidad y superficie adyacente, 100× *181*
Ilustración 62 Micrografías SEM post mortem de un casquete fabricado mediante láser: A) cavidad y superficie adyacente, 100×; B) borde de cavidad con material adherido, 300× *182*
Ilustración 63 Mapas EDS cualitativos de una textura láser ensayada: A) imagen electrónica de la región analizada; B) distribución de carbono, C; C) distribución de oxígeno, O; D) distribución de aluminio, Al; E) distribución de silicio, Si; F) distribución de estaño,Sn. *183*
Ilustración 64 Relación entre la variación porcentual de torque respecto al casquete liso y la pérdida aparente total de masa de las configuraciones microtexturizadas fabricadas mediante CNC y láser. Elaboración propia *190*

LISTA DE ECUACIONES

Ecuación 1 Trabajo indicado por ciclo 42
Ecuación 2 Potencia indicada 42
Ecuación 3 Potencia media desde el torque 42
Ecuación 4 Velocidad angular 43
Ecuación 5 Potencia de friccion (FMEP) teorica 43
Ecuación 6 Presion media efectiva FMEP normalizada 43
Ecuación 7 Presion media efectiva resistente (MEPres) 44
Ecuación 8 Presion media efectiva resistente (MEPres) aplicada a motor KAMA 44
Ecuación 9 Fuerza sobre el piston 46
Ecuación 10 Area efectiva del piston 46
Ecuación 11 Fuerza del piston en bar (aplicada a motor KAMA) 46
Ecuación 12 Fuerza minima del piston en bar (aplicada a motor KAMA) 46
Ecuación 13 Fuerza promedio del piston en bar (aplicada a motor KAMA) 46
Ecuación 14 Fuerza maxima del piston en bar (aplicada a motor KAMA) 46
Ecuación 15 Angulo de inclinacion de la biela 47
Ecuación 16 Fuerza axial transmitida por la biela 47
Ecuación 17 Area proyectada del casquete 48
Ecuación 18 Presion media poryectada sobre el casquete (general) 48
Ecuación 19 Presion media proyectada sobre el casquete en MPa (aplicada a motor KAMA) 48
Ecuación 20 Presion media minima proyectada sobre el casquete en MPa (aplicada a motor KAMA) 48
Ecuación 2 Presion media promedio proyectada sobre el casquete en MPa (aplicada a motor KAMA) 48
Ecuación 22 Presion media maxima proyectada sobre el casquete en MPa (aplicada a motor KAMA) 49
Ecuación 23 Presion media proyectada sobre el casquete en MPa (con base en posicion de bela) 49
Ecuación 24 Ecuacion de Reynolds 49
Ecuación 25 Espesor pelicula de lubricante 49
Ecuación 26 Relacion de ecentricidad de la textura 49
Ecuación 27Espesor de pelicula modificada 50
Ecuación 28 Componente de carga en direccion radial 51
Ecuación 29 Componente de carga en direccion tangencial 51
Ecuación 30 Capacidad de carga 51
Ecuación 31 Angulo de ubicación de la carga 51
Ecuación 32 Esfuerzo cortante 51
Ecuación 33 Potencia disipada por friccion fluida 52
Ecuación 34 Coeficiente de friccion (relacionando fuerza de friccion y capacidad de carga 52
Ecuación 35 Cambio de masas antes y despues de la experimentacion 89

LISTA DE ABREVIATURAS, SIGLAS Y SÍMBOLOS

Abreviatura o sigla	**Significado**
ANOVA	Análisis de varianza
BEC	Imagen por contraste de electrones retrodispersados
CAD	Diseño asistido por computador
CAM	Manufactura asistida por computador
CNC	Control numérico computarizado
DOE	Diseño de experimentos
EDS	Espectroscopía de rayos X por dispersión de energía
FMEP	Presión media efectiva de fricción
HV	Dureza Vickers
ID	Identificador de muestra
LCC	Capacidad de carga del cojinete
LST	Texturización superficial por láser
MCI	Motor de combustión interna
NI	National Instruments
rpm	Revoluciones por minuto
SEI	Imagen de electrones secundarios
SEM	Microscopía electrónica de barrido
THD	Termohidrodinámico

Símbolo	**Significado**	**Unidad**
A_p	Área efectiva del pistón	m²
A_{proj}	Área proyectada del casquete	m²
b	Ancho axial efectivo del casquete	m
c	Holgura radial del cojinete	m
d	Diámetro nominal de la microtextura	µm
D	Profundidad nominal de la microtextura	µm
D_j	Diámetro del muñón del cigüeñal	m
D_p	Diámetro del pistón o cilindro	m
F_b	Fuerza axial transmitida por la biela	N
$F_{pistón}$	Fuerza ejercida sobre el pistón por la presión en recámara	N
F_r	Componente radial de la fuerza de soporte hidrodinámico	N
F_t	Componente tangencial de la fuerza de soporte hidrodinámico	N
F_p	Posición angular final de la región texturizada	°

h	Espesor local de la película lubricante	μm
h_0	Espesor base de película para el casquete liso	μm
Δh	Variación local del espesor de película inducida por la textura	μm
I_p	Posición angular inicial de la región texturizada	°
l	Longitud centro a centro de la biela	m
m_i	Masa inicial de la muestra	g
m_f	Masa final de la muestra	g
$\Delta m_{aparente}$	Pérdida aparente de masa	mg
MEP_{res}	Presión media efectiva resistente equivalente	bar o Pa
n	Factor de ciclos por revolución para un motor de cuatro tiempos	—
N_θ	Número de microtexturas en dirección circunferencial	—
N_z	Número de filas de microtexturas en dirección axial	—
p	Presión en cámara o recámara	Pa o bar
p_{min}	Presión mínima registrada durante el ensayo	bar
$\dot{p}$	Presión promedio registrada durante el ensayo	bar
p_{max}	Presión máxima registrada durante el ensayo	bar
p_h	Presión hidrodinámica en la película lubricante	Pa
p_{proj}	Presión media proyectada sobre el casquete	Pa o MPa
P_{acc}	Potencia mecánica de accionamiento	W
P_f	Potencia asociada a pérdidas por fricción	W
P_i	Potencia indicada	W
r	Radio de manivela	m
T	Torque medido en el eje	Nm
$\dot{T}$	Torque promedio	Nm
$\Delta T\%$	Variación porcentual de torque respecto al casquete liso	%
U	Velocidad superficial del muñón del cigüeñal	m/s
V	Volumen instantáneo del cilindro	m^3
V_d	Volumen desplazado del motor	m^3
W	Capacidad de carga resultante del cojinete	N
W_i	Trabajo indicado por ciclo	J
x	Coordenada circunferencial de la película lubricante	m

z	Coordenada axial del cojinete	m
β	Ángulo de inclinación de la biela	° o rad
ε	Relación de excentricidad	—
η	Viscosidad dinámica del lubricante	Pas
θ	Posición angular del cigüeñal o coordenada angular del cojinete	° o rad
μ	Coeficiente de fricción	—
ω	Velocidad angular del eje	rad/s
(τ	Esfuerzo cortante en la película lubricante	Pa

INTRODUCCIÓN

Mejorar la eficiencia de los motores de combustión interna (MCI) exige atender, además del proceso termodinámico, las pérdidas mecánicas asociadas al rozamiento entre superficies en movimiento relativo. En este escenario, los casquetes (cojinetes lisos tipo *journal bearing shell*) cumplen la función crítica de soportar cargas elevadas y facilitar la lubricación entre el cigüeñal y la biela. Cuando la separación por película lubricante se degrada, la fricción aumenta y se acelera el deterioro superficial de las piezas en contacto, lo que compromete la durabilidad del conjunto y eleva costos de mantenimiento. Este trabajo se centra en ese contexto y plantea la microtexturización superficial como una vía para intervenir la interacción entre la superficie y el lubricante, con el fin de reducir fricción y mitigar desgaste bajo condiciones controladas.

La literatura reciente muestra que las microtexturas determinísticas pueden modificar el comportamiento tribológico, pero su efecto depende del régimen de lubricación, la disponibilidad de lubricante y la geometría del patrón. En componentes automotrices reciprocantes se reportaron reducciones de fricción del orden de 20% al 30% al aplicar texturizados en las superficies en configuraciones tipo anillo-camisa bajo condiciones experimentales específicas, lo que evidencia el potencial que pueden tener las investigaciones de este tipo de estrategias en el entorno automotriz. No obstante, también se advierte que, bajo condiciones de lubricación deficiente (*starved*), ciertas texturas (en particular, si son demasiado profundas) pueden resultar perjudiciales al alterar el suministro efectivo de lubricante en la zona de contacto [1].

Desde la perspectiva de lubricación, el desempeño de esta se interpreta en términos de transiciones entre los diferentes regímenes (límite, mixto e hidrodinámico). Se ha documentado que el texturizado de superficies puede desplazar dichas transiciones, ampliando el dominio operativo donde se observa un comportamiento compatible con lubricación hidrodinámica, dependiendo del lubricante y de las condiciones de carga y velocidad. En particular, se reporta experimentalmente que la texturización puede influir

sobre la transición observada en las curvas tipo Stribeck, reforzando que el beneficio no es universal, sino condicionado por el entorno tribológico [2].

A nivel fenomenológico, la microtextura no actúa sobre la viscosidad del lubricante (magnitud que en el presente trabajo se mantuvo controlada mediante la regulación de la temperatura del aceite en torno a 80 °C, de modo que no constituyera una fuente de variación entre configuraciones), sino sobre la distribución espacial del espesor de película. En el interior de cada cavidad el espesor local aumenta y el esfuerzo cortante viscoso disminuye de forma proporcional, mientras que en el borde convergente puede generarse presión hidrodinámica adicional por efecto de microcuña. El desarrollo detallado de estos mecanismos, y la delimitación de cuáles de ellos resultan verificables con la instrumentación empleada, se presenta en la sección correspondiente a la parametrización geométrica de la microtextura y su relación con el comportamiento hidrodinámico.

Un componente diferencial de este trabajo es que no se limita a estudiar texturas por una sola tecnología, sino que incorpora explícitamente una comparación tecnológica entre CNC y láser, dado que ambos procesos pueden generar microtexturas pero con implicaciones distintas en resolución geométrica, integridad superficial y repetibilidad, motivo por el cual el presente trabajo establece esta comparación como eje central: el mecanizado CNC se asocia con buena repetibilidad y costos competitivos en aplicaciones industriales, pero puede presentar limitaciones en precisión y tamaño mínimo de microtextura; por su parte, la texturización láser ofrece alta flexibilidad para patrones complejos y potencial de mayor resolución.

La pertinencia de incorporar el CNC como tecnología de microtexturizado se refuerza con evidencias de manufactura por mecanizado que muestran que es posible generar superficies con patrones funcionales, incluso con propiedades anisotrópicas (dependientes de la dirección) mediante estrategias de fresado; sin embargo, también se ha documentado que la topografía obtenida por micro-mecanizado puede variar con la cinemática del proceso y, de manera crítica, con el desgaste progresivo de la

herramienta, el cual modifica la topografía y puede introducir defectos que alteran el desempeño tribológico. En consecuencia, comparar las tecnologías CNC vs láser no implica únicamente contrastar dos “equipos”, sino evaluar cómo cada proceso condiciona la textura real y su calidad superficial efectiva, que son determinantes para el desempeño tribológico del casquete [3], [4], [5]. Por ello, el trabajo adopta una perspectiva comparativa: no solo “si” la textura funciona, sino cómo y bajo qué condiciones cada tecnología produce superficies con desempeño tribológico superior [5], [6].

En el caso particular de esta investigación, el mecanizado CNC generó en el interior de las cavidades marcas concéntricas asociadas a la trayectoria de la herramienta, conforme se documenta en la sección 3.4, rasgo topográfico de carácter direccional. Su efecto sobre la respuesta tribológica no pudo aislarse, por cuanto no se practicó una caracterización topográfica cuantitativa antes y después de los ensayos; esta restricción se declara de manera expresa en la sección de limitaciones del estudio.

Según los antecedentes revisados el trabajo es orientado hacia tres ideas principales, las cuales son:

1. Existen reducciones de fricción reportadas en aplicaciones automotrices con texturización, pero condicionadas por geometría y suministro de lubricante.
2. En cojinetes para motores de combustión interna, la mejora en fricción puede venir acompañada de compromisos hidrodinámicos, lo que exige analizar el diseño de la textura como un problema multi criterio.
3. La tecnología de manufactura afecta la textura real y, por tanto, puede modificar el resultado tribológico aun con patrones nominalmente equivalentes.

Por tal motivo este estudio traslada esas evidencias al caso de casquetes comerciales y las somete a validación experimental comparativa, incorporando de manera explícita el contraste de tecnologías CNC vs láser como variable tecnológica central. Con base en lo anterior, el presente trabajo analiza el comportamiento tribológico y energético de casquetes microtexturizados comparados con casquetes no texturizados, incorporando la comparación entre texturas fabricadas por CNC y láser. La metodología general se

estructura en cuatro etapas, en correspondencia con los objetivos específicos, comprendidas por: el diseño de microtexturas considerando geometrías, distribuciones y densidades reportadas en la literatura y las limitaciones de fabricación disponibles; la fabricación de las microtexturas mediante tecnología CNC y láser controlando parámetros del proceso en casquetes comerciales; el diseño y la puesta a punto de un esquema experimental basado en un bancomotor diésel KAMA con capacidad de variar condiciones; y, finalmente, la evaluación experimental comparativa bajo condiciones controladas de carga, velocidad y tiempo de funcionamiento, registrando variables tribológicas y energéticas definidas (incluyendo fricción, desgaste y temperatura del lubricante).

PLANTEAMIENTO DEL PROBLEMA

La fricción en pares tribológicos lubricados y no lubricados constituye una fuente directa de pérdida de energía, ya sea mecánica, térmica, vibración, entre otros. En motores de combustión interna (MCI), este fenómeno adquiere relevancia operativa porque los componentes del tren cigüeñal y biela trabajan bajo cargas elevadas, variaciones de velocidad y condiciones térmicas que pueden degradar el estado de la lubricación y promover el contacto superficial entre las partes. En particular, los casquetes (cojinetes lisos tipo *bearing shell*) son elementos críticos para mantener la separación por película lubricante; cuando esta separación disminuye, aumentan la fricción y el riesgo de desgaste prematuro, afectando la vida útil del motor y elevando los costos de mantenimiento.

Aunque los casquetes se diseñan para soportar cargas altas, la evidencia disponible indica que el desempeño tribológico en condiciones reales puede verse comprometido por la sensibilidad del sistema a variaciones de carga, velocidad, temperatura y a la topografía efectiva de las superficies. En estudios relacionados con cojinetes principales de motores diésel se ha mostrado que deformaciones y condiciones estructurales pueden reducir el espesor mínimo de película lubricante en zonas críticas y elevar presiones y/o cargas térmicas, favoreciendo condiciones donde el contacto de asperezas sea posible. Este tipo de comportamiento refuerza que, en MCI[1], la fricción y el desgaste en casquetes no dependen únicamente del “material”, sino del estado hidrodinámico real y de su estabilidad frente a condiciones severas [4].

Por este motivo se propone la microtexturización superficial como estrategia de ingeniería de superficies para mejorar la interacción entre la superficie y el lubricante. Diversos trabajos reportan que microtexturas determinísticas (dimples, ranuras, patrones) pueden modificar el flujo local, generar efectos micro-hidrodinámicos, actuar como reservorios de

[1] MCI: Motores de Combustión Interna

lubricante y atrapar partículas de desgaste, mejorando su desempeño tribológico. Sin embargo, estos efectos son condicionados por el régimen de lubricación, la geometría del patrón (forma, densidad, profundidad) y la disponibilidad de lubricante, por lo que no pueden asumirse universales ni trasladarse sin validación a todos los escenarios de operación [5], [6], [7]. De igual manera, la literatura experimental en aplicaciones automotrices evidencia beneficios potenciales. En componentes reciprocantes se reportaron reducciones de fricción del orden del 20 al 30% mediante texturización láser en configuraciones experimentales específicas; simultáneamente, se advierte que bajo condiciones de lubricación deficiente (*starved*) algunas texturas (en especial si son relativamente profundas) pueden ser perjudiciales al alterar el suministro efectivo de lubricante en la zona de contacto. Este contraste sugiere que el problema no es "texturizar", sino seleccionar configuraciones de textura compatibles con condiciones reales de lubricación y operación [1].

La sensibilidad del desempeño a parámetros geométricos se confirma en estudios donde pequeñas variaciones cambian la respuesta friccional, por ejemplo, se ha documentado que la textura puede influir en transiciones entre regímenes (interpretadas mediante curvas tipo Stribeck), ampliando el dominio operativo donde la lubricación se comporta como hidrodinámica, dependiendo del lubricante y de las condiciones de carga y velocidad. En esa misma línea, se han reportado dependencias fuertes con variables como densidad y profundidad, resaltando que la microtextura opera como una variable de diseño cuyo efecto emerge por interacción con el régimen de lubricación [2], [6].

En cojinetes tipo MCI y aplicaciones cercanas, también se identifican consideraciones de diseño que obligan a un enfoque multivariable. Un estudio termo-hidrodinámico tridimensional en un cojinete principal con micro-ranuras reportó una configuración con reducción de fricción cercana a 16%, acompañada de una reducción aproximada de 6% en capacidad de carga y una disminución del flujo de trabajo del orden de 15% para el caso óptimo reportado. Este resultado evidencia que el beneficio en fricción puede venir

acompañado de compromisos en capacidad de soporte, por lo que el diseño debe evaluar simultáneamente fricción, película mínima y seguridad hidrodinámica.[8]

En el presente trabajo no se determinaron la capacidad de carga del cojinete ni el flujo de lubricante, por lo cual el compromiso descrito no pudo cuantificarse de forma directa. La evaluación se sustenta en el torque requerido para el accionamiento y en los indicadores energéticos derivados de este; la valoración de dicho compromiso se aborda de manera cualitativa en la discusión, a partir de la respuesta desfavorable observada en las configuraciones de mayor diámetro, compatible con una pérdida de continuidad de la superficie portante.

De forma complementaria, la literatura reporta que el efecto tribológico puede concentrarse en regímenes mixtos y que la textura puede mejorar la estabilidad del comportamiento en régimen límite tal cual lo reportan ensayos con patrones micrométricos logrando demostrar reducciones importantes del coeficiente de fricción para ciertas densidades de textura y, en pruebas de *endurance* (resistencia) bajo lubricación límite, se observa una tendencia más estable del coeficiente de fricción y mayor vida media respecto a superficies no texturizadas. Esta evidencia refuerza la necesidad de evaluar el desempeño no solo por “fricción promedio”, sino también por estabilidad y condiciones de operación donde la película es o pueda llegar a ser frágil [9].

Si bien hay avances significativos en los procesos y métodos de microtexturización aún persiste una brecha metodológica y aplicada que se refleja en los resultados dispares reportados por algunas revisiones atribuyéndolos a diferencias en geometrías, regímenes de lubricación, métodos de ensayo y condiciones de operación [6], [7], [10]; igualmente en el ámbito numérico, la diversidad de modelos (especialmente cavitación)[11] puede producir conclusiones contradictorias, lo que dificulta establecer criterios de diseño generalizables; y finalmente que muchos estudios se realizan en tribómetros o configuraciones simplificadas que no reproducen de forma completa las condiciones operativas, térmicas y dinámicas de un MCI [12], [13]. En consecuencia, se requiere evidencia experimental más cercana a condiciones reales y con control sistemático de

variables de operación [6], [7], [11]. A esta brecha se suma un elemento crítico para la investigación como lo es la tecnología de manufactura que condiciona la textura real y, por ende, el desempeño tribológico, respaldado por la literatura que habla de cómo el proceso de fabricación afecta la integridad superficial y topografía de las texturas debido al desgaste progresivo de las herramientas (con aparición de defectos y cambios de rugosidad y/o topografía), al igual que se ha reportado que parámetros del texturizado láser pueden inducir morfologías con debris o cambios en métricas topográficas, influyendo en el comportamiento tribológico, lo que implica que, aun con geometrías nominalmente equivalentes, las tecnologías CNC y láser pueden producir superficies con una respuesta tribológica diferente [4], [5], [14].

En síntesis, la situación problemática se concreta en que existe evidencia de mejoras tribológicas por microtexturización, pero:

1. El beneficio depende fuertemente de la configuración geométrica, régimen de lubricación y condiciones operativas.
2. Se debe considerar que existen compromisos potenciales con variables hidrodinámicas de soporte para los fenómenos texturizados.
3. Hay resultados contradictorios por diferencias metodológicas.
4. La manufactura (CNC vs láser) introduce variabilidad y posibles efectos adicionales en la superficie que aún no se han sistematizado para casquetes bajo condiciones representativas de MCI.

Por ello, se requiere un estudio experimental controlado que compare casquetes microtexturizados y no texturizados, integrando explícitamente el efecto del método de manufactura y variando factores como cargas, velocidades, tiempos de funcionamiento entre otros en un entorno de prueba tipo bancomotor [6], [11].

Con base en lo anterior, la pregunta que orienta y delimita este trabajo es: ¿Cómo influyen las distintas configuraciones de texturas superficiales, fabricadas mediante CNC y láser, en el comportamiento tribológico de los casquetes en motores de

combustión interna, en términos de reducción de fricción, desempeño energético y potencial aumento de la vida útil bajo condiciones experimentales controladas?

Justificación

La relevancia del estudio se fundamenta en que los casquetes son componentes esenciales para la lubricación y el soporte de carga en el conjunto cigüeñal-biela, y su desempeño tribológico afecta la eficiencia y la durabilidad del motor. Dado que la propuesta plantea ensayos bajo variación de procesos de manufactura, verificaciones de carga, velocidad y tiempo de funcionamiento, el proyecto está orientado a producir evidencia experimental directamente vinculada al desempeño realista del componente, en lugar de depender exclusivamente de ensayos simplificados.

Desde el punto de vista tecnológico, existen reportes de mejoras cuantificables por microtexturización en aplicaciones automotrices y en cojinetes tipo casquetes para MCI tales como reducciones de fricción del orden de 20 a 30% en componentes reciprocantes bajo condiciones experimentales específicas, y reducciones cercanas a 16% en fricción de un cojinete principal en un estudio THD[2], aunque con compromisos de capacidad de carga (~6%) y cambios en trabajo de flujo (~15%). Estos valores justifican que el tema merece investigación porque muestran potencial real de mejora, pero también evidencian que el beneficio viene acompañado de restricciones de diseño que deben verificarse en condiciones representativas [1], [8].

De igual manera académicamente el estudio puede ser justificado en que la literatura reporta resultados no completamente consistentes y que las revisiones identifican brechas relacionadas con metodologías, modelos de cavitación y condiciones de operación, lo que dificulta trasladar criterios de diseño a componentes reales sin validación experimental. En particular, se ha señalado que la diversidad de técnicas de modelado y el tratamiento de cavitación son fuentes relevantes de discrepancia, por lo que un estudio experimental controlado permite aportar evidencia para contrastar

[2] TDH: Thermo Hidro Dinamic (termo-Hidrodinamico)

hipótesis de desempeño y contribuir a la consolidación de conocimiento aplicable [6], [7], [11]. Al proyecto incorporar una variable que a menudo puede ser subestimada como lo es la manufactura, se puede decir que este sería un aporte metodológico importante, puesto que la comparación CNC vs láser es relevante porque revisiones sobre texturas enfatizan que la calidad del patrón depende del método y de sus parámetros; además, se ha documentado que el mecanizado introduce variaciones de topografía por desgaste de herramienta, y que el láser puede generar morfologías y defectos dependientes de los parámetros propios de las técnicas de manufactura. Evaluar el desempeño tribológico con ambas rutas, sobre casquetes comerciales y bajo condiciones controladas, permite vincular “el diseño” con “la superficie fabricada de manera real” y con el desempeño medido, lo que tiene valor disciplinar directo para la tribología aplicada y manufactura avanzada [4], [5], [14].

En términos de impacto, los resultados obtenidos en este proyecto pueden aportar a la academia, al documentar la relación configuración-proceso-desempeño tribológico en un componente real; al sector automotriz e industrial, al proveer criterios para seleccionar parámetros y tecnologías de texturización en casquetes; y al usuario final y mantenedores, en tanto la mejora tribológica potencial puede contribuir a mayor durabilidad y menor degradación prematura.

Delimitación del problema

Este trabajo se delimita al análisis experimental comparativo del comportamiento tribológico de casquetes comerciales para motores de combustión interna, contrastando casquetes no texturizados frente a casquetes microtexturizados, donde las microtexturas se fabrican mediante dos tecnologías de remoción de material: CNC y láser. El alcance se centra en determinar cómo la configuración geométrica y la distribución de las microtexturas, junto con el método de manufactura, influyen en variables tribológicas y energéticas evaluadas bajo condiciones de ensayo controladas.

En términos operativos, la delimitación experimental se enmarca en la evaluación en un bancomotor usando un MCI diésel KAMA, bajo parámetros de operación como carga, velocidad y tiempo de funcionamiento; adicionalmente, se consideran condiciones controladas de temperatura y la medición de variables como el comportamiento de la fricción, el desgaste y la temperatura del lubricante, como parte del esquema experimental.

El problema se delimita también respecto al tipo de evidencia: aunque el marco teórico discute fundamentos de lubricación hidrodinámica, transiciones de régimen y enfoques numéricos reportados en la literatura, el núcleo de este trabajo es experimental, orientado a obtener datos comparativos bajo condiciones controladas, más que a desarrollar un modelo numérico exhaustivo o validar de manera completa un esquema de simulación multiescala. En consecuencia, cualquier interpretación basada en modelos (p. ej., Reynolds, cavitación) se usará como sustento conceptual y de discusión, pero no constituye el producto central del proyecto.

Adicionalmente, el alcance se limita a las microtexturas seleccionadas a partir de geometrías, distribuciones y densidades reportadas en la literatura y factibles con los métodos de fabricación disponibles. Por tanto, el estudio no pretende abarcar exhaustivamente todas las tipologías de textura existentes ni todas las combinaciones posibles de parámetros, sino un conjunto de configuraciones representativas y comparables, coherentes con el objetivo de contrastar desempeño tribológico y energético frente a un casquete base sin texturizar.

OBJETIVOS

General

Analizar el comportamiento tribológico de casquetes de motores de combustión interna microtexturizados mediante tecnologías avanzadas de remoción de material, evaluando el desempeño respecto a casquetes no texturizados en condiciones experimentales controladas**.**

Específicos

1. Diseñar las microtexturas considerando distintas geometrías, distribuciones y densidades de textura reportadas en la literatura, así como de las limitaciones impuestas por los métodos de fabricación disponibles.

2. Fabricar las texturas seleccionadas en casquetes de motores de combustión interna comerciales usando equipos de manufactura sustractiva (CNC y Láser), controlando los parámetros de texturización para lograr la mejor calidad de las formas y acabados.

3. Diseñar un esquema experimental orientado al análisis del comportamiento tribológico de casquetes microtexturizados, incluyendo la adaptación y puesta a punto de un bancomotor con capacidad de controlar y variar parámetros operativos relevantes para la obtención sistemática de datos confiables.

4. Evaluar experimentalmente el comportamiento tribológico y energético de casquetes microtexturizados mediante un bancomotor diésel KAMA, bajo ciertos parámetros de operación como carga, velocidad y tiempo de funcionamiento, siguiendo un diseño de experimentos y un análisis sistemático de los datos obtenidos.

MARCO DE REFERENCIA

1.1 Marco Conceptual

Lu y Wood [15] en su revisión bibliográfica sobre el rendimiento de la texturización en superficies aplicadas a la mecánica han consolidado una idea central la cual consiste en que las texturas no constituyen una “mejora universal”, sino una modificación deliberada de la topografía capaz de alterar el estado de lubricación y, con ello, las pérdidas por fricción y los mecanismos de desgaste [7]. En este enfoque, el desempeño tribológico se explica como resultado de la interacción entre la geometría de la textura, las condiciones de operación (carga/velocidad) y las propiedades del lubricante, lo cual justifica la diversidad de resultados reportados y la necesidad de comparaciones bajo condiciones controladas. En la Ilustración 1 se representa esquemáticamente el sistema casquete-buje para un sistema texturizado y sin texturizar.

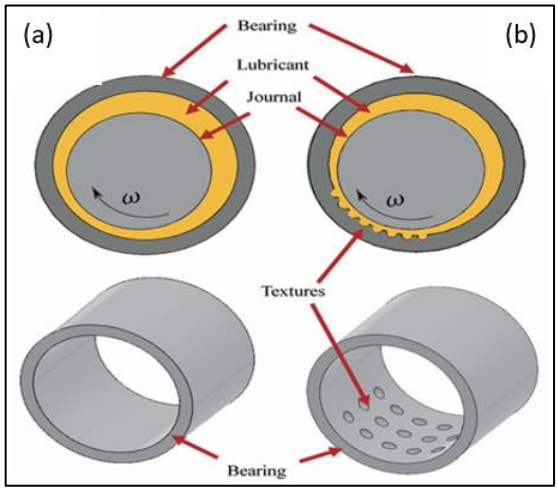


Ilustración 1 Representación esquemática de cojinetes (a) liso y (b) texturizado. Tomado de [16]

De igual manera la literatura sobre cojinetes (*journal bearings)* lisos y texturizados reúne evidencia experimental y numérica mostrando que las mejoras reportadas con mayor frecuencia se expresan como reducción de fricción, torque, incremento del espesor mínimo de película y, en algunos casos, aumento de capacidad de carga. Estas revisiones coinciden en que variables geométricas, densidad y lubricación dominan la

respuesta, de modo que el diseño se formula como combinación de parámetros más que como una textura única “óptima” para todo escenario [10].

Conforme a la delimitación del problema establecida en el capítulo anterior, y en coherencia con la literatura, la presente investigación se ubica en el escenario más recurrente de texturización en superficies curvas usando microtexturas en forma de hoyuelos (dimples), alineando esta elección de hoyuelos circulares con trabajos que emplean geometrías simples precisamente para controlar con precisión variables como densidad y diámetro, facilitando el análisis sistemático del efecto tribológico al variar la cantidad y el tamaño de textura sobre la película lubricante y la fricción. En la Ilustración 2 se presenta diferentes tipos de texturas y en la Ilustración 3 el efecto de las texturas en la capa lubricante.

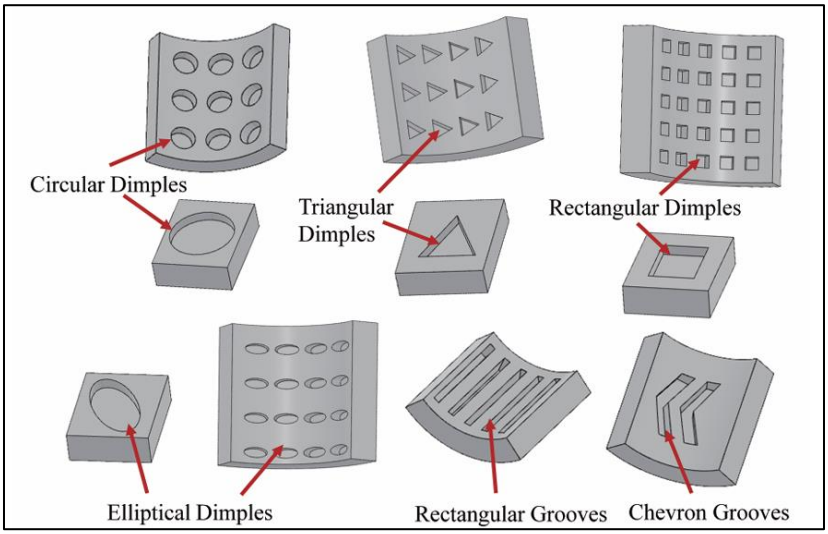


Ilustración 2 Ilustración esquemática de diferentes formas geométricas de hoyuelos y ranuras. Tomado de [13]

Desde la evidencia experimental en cojinetes se observa que la textura modifica el comportamiento medido como torque de arrastre o coeficiente de fricción, pero la dirección y magnitud del efecto dependen del patrón y de su interacción con el flujo. En particular, se reporta que patrones tipo “V” (chevron) o diente de sierra (saw-tooth) (ver Ilustración 2) pueden modificar el torque y el estado hidrodinámico del cojinete, mientras

otras configuraciones muestran beneficios más limitados o dependientes del sentido de movimiento, evidenciando que la textura puede introducir respuestas direccionales[17].

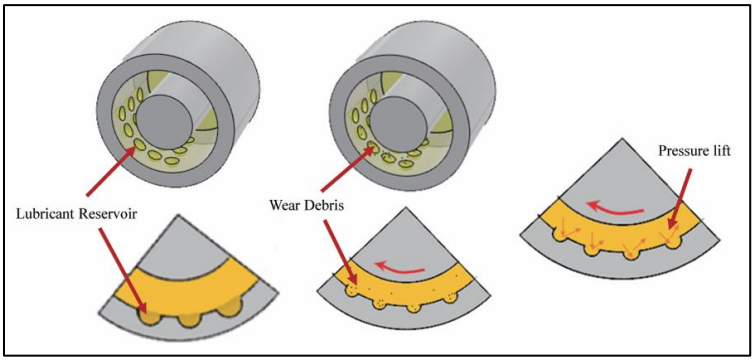


Ilustración 3 Mecanismo de funcionamiento de las texturas en cojinetes. Tomado de [16]

De manera complementaria, estudios experimentales que consideran transitorios de operación muestran que el texturizado puede influir en la transición de régimen hidrodinámico a mixto (ver Ilustración 4). Durante eventos de detención, se documenta que los cojinetes texturizados pueden mantenerse por más tiempo en régimen hidrodinámico y migrar a mixto a menores velocidades frente a superficies no texturizadas, reforzando que el efecto de la textura se expresa también en la dinámica de transición bajo variación de velocidad y/o carga [18].

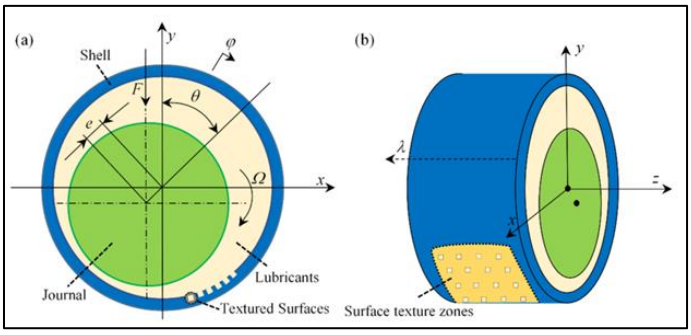


Ilustración 4 Diagrama esquemático de una estructura de cojinete de presión dinámica radial, (a) diagrama dirección axial de presión dinámica texturizado, (b) estructura radial del cojinete. Tomado de [19]

En trabajos que combinan teoría y experimentación, se determina la importancia de tener presente la influencia de la rugosidad global fuera de la región texturizada dado que se reporta que variaciones en la rugosidad de la superficie pueden modificar la presión de

película y fricción, y que existe interacción entre profundidad de textura y rangos de rugosidad donde el desempeño tiende a tener una mejora. En la Ilustración 5 se presenta la variación del espesor de la película lubricante en un cojinete y la relación rugosidad-textura. Este elemento se integra naturalmente al enfoque comparativo que se pretende realizar entre la fabricación de texturas mediante tecnología CNC vs láser, porque ambas tecnologías pueden generar la misma geometría nominal de los hoyuelos o dimples, pero con rugosidades residuales distintas que afectan el comportamiento tribológico [19].

Respecto de la Ilustración 5, conviene precisar el alcance de lo que representa y su relación con el presente trabajo. El diagrama ilustra que la película lubricante se ve afectada por dos mecanismos concurrentes asociados a la textura: la retención de lubricante en el interior de las cavidades, que actúa como reserva local, y la captura de partículas de desgaste (debris), que reduce su circulación por la superficie portante. (En cuanto a la nomenclatura de la figura, ε corresponde a la relación de excentricidad, conforme a la lista de símbolos del presente documento, y hs corresponde a la variación del espesor de película lubricante producida por los picos de rugosidad de la superficie, conforme define la referencia [19] de la cual procede la figura).

En el presente trabajo la evolución temporal de ambos mecanismos no fue caracterizada: no se determinó la tasa de aparición de partículas ni su acumulación en el interior de las cavidades, por cuanto los ensayos poseen una duración que no permite seguir dicha evolución. La evaluación post mortem de la sección 3.10 documenta la presencia de depósitos y partículas adheridas al término del ensayo, pero no permite establecer su cronología. Asimismo, las superficies no texturizadas se emplearon en su condición comercial de suministro, sin preparación superficial adicional, y no se determinaron parámetros de rugosidad comparativos entre la zona texturizada y la no texturizada; esta restricción se declara en la sección de limitaciones del estudio.

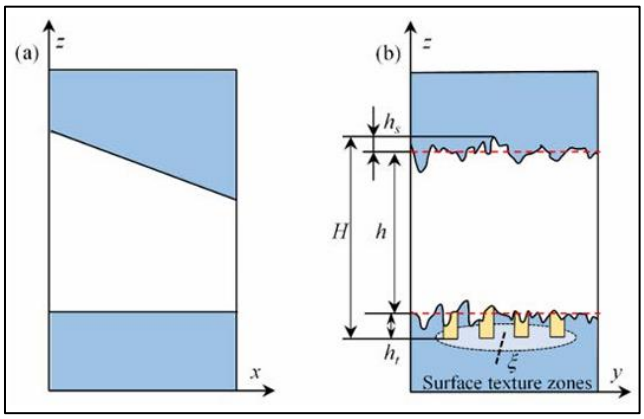


Ilustración 5 Diagrama de la película lubricante, teniendo en cuenta la rugosidad (a) espesor de la pelicula en el espacio de la circunferencia del cojinete, (b) espesor de la pelicula en la direccion axial para larugosidad longitudinal. Tomado de [19]

Otro punto importante dentro de la investigación es que Tala-Ighil en su investigación proponen que el rendimiento no depende solo de la forma del hoyuelo, sino de su distribución y ubicación sobre la superficie, en cojinetes hidrodinámicos se analiza explícitamente el texturizado parcial, mostrando que puede modificar la fricción, presión y película mínima, y que el beneficio depende de la posición relativa de la textura dentro del campo hidrodinámico [20].

Tal cual lo remarca Rosenkranz [20] en cojinetes convergentes se ha observado que ubicar texturas cerca de la región de entrada puede reducir fricción hidrodinámica bajo ciertas condiciones geométricas, articulándose con la idea de “efecto cuña” local y redistribución de presión. Esta evidencia contribuye a sustentar que, para casquetes, la distribución longitudinal y transversal de hoyuelos no es un detalle secundario, sino parte del diseño tribológico que condiciona la respuesta bajo carga y velocidad. En la Ilustración 6 se esquematizan diferentes cojinetes con cantidad y ubicación de texturas diferentes.

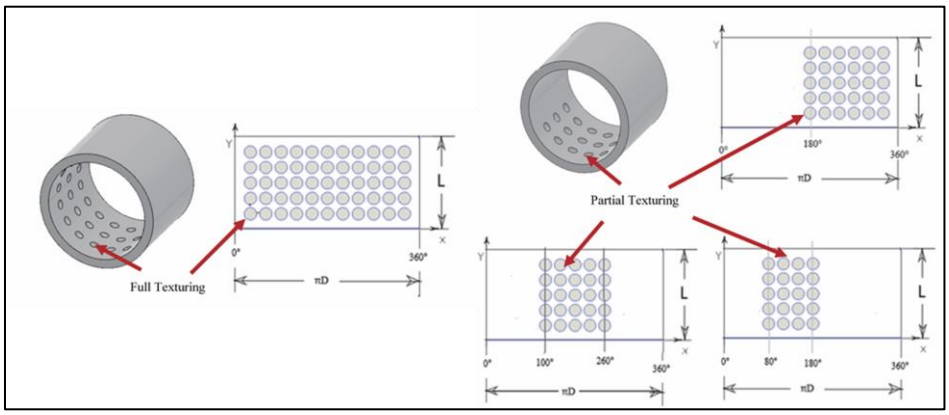


Ilustración 6 Textura completa y parcial aplicable a los casquetes. Tomada de [16]

En cuanto a texturizado por láser (LST), los estudios experimentales en contactos lubricados bajo deslizamiento unidireccional realizados por Kovalchenko [2] reportan que las texturas pueden desplazar transiciones de régimen y producir transiciones de fricción diferentes respecto a superficies no texturizadas, con dependencia sobre el lubricante (viscosidad) y condición de carga y velocidad. Esta evidencia es consistente con la necesidad de evaluar texturas bajo variación operativa, tal como lo contempla el enfoque experimental de la presente investigación para casquetes.

En relación con estas transiciones de régimen, es preciso delimitar las condiciones bajo las cuales se evaluó el presente trabajo. Los ensayos en el bancomotor diésel KAMA se ejecutaron en una única condición operativa, a 1800 rpm y con temperatura de aceite controlada en torno a 80 °C, con el motor accionado externamente y sin combustión. En consecuencia, no se practicó un barrido de velocidad ni de temperatura que permitiera observar experimentalmente el desplazamiento de las transiciones de régimen descrito en la literatura. Lo que aquí esta reportado se refiere a una condición compatible con predominio de lubricación hidrodinámica durante la ventana estable de operación, conforme se desarrolla en la discusión.

No obstante, también se documentan escenarios donde la textura no reduce significativamente la fricción promedio, aunque sí disminuye fluctuaciones, especialmente en condiciones de alta presión y baja velocidad; además, se reporta deformación plástica concurrente[21]. Esto refuerza una lectura crítica en cuanto que el

diseño de hoyuelos debe considerar no solo fricción, sino estabilidad y riesgos de daño superficial cuando el contacto opera cerca de regímenes mixtos o límite tal cual lo resalta Pettersson & Jacobson en su estudio sobre superficies texturizadas para una mejor lubricación a alta presión y baja velocidad [21], condición plausible en eventos severos de un motor de combustión interna. Igualmente, en el ámbito automotriz reciprocante, el texturizado láser ha mostrado reducciones de fricción bajo condiciones específicas; sin embargo, se advierte que bajo lubricación deficiente (*starved*) la textura puede ser perjudicial si su geometría compromete el suministro local del lubricante. Este tipo de resultado refuerza la necesidad de evaluar el desempeño en condiciones operativas controladas y representativas, donde entre otras pueden variarse los tiempos de operación, la variación de la entrega del torque, la carga del motor o la velocidad.

En investigaciones transitorias con micro-ranuras láser se propone un mecanismo de fricción en tres etapas asociado a cavitación, sección de entrada (*inlet suction),* que hace referencia al fenómeno donde la cavidad del texturizado "succiona" lubricante hacia el contacto debido a la diferencia de presión y expulsión por compresión (*squeeze-out)*, siendo este el proceso donde el lubricante es forzado a salir de entre las superficies cuando estas se presionan entre sí, mostrando que el efecto de la textura puede manifestarse como cambios temporales de fricción además de cambios promedio. Esta interpretación contribuye a explicar por qué, en sistemas tipo motor, la textura puede actuar de forma diferente en estados transitorios y en condiciones estacionarias, y por qué los resultados deben discutirse en función del régimen y la dinámica del film o película de lubricante [12]. De forma complementaria, los modelos de soporte hidrodinámico en contactos pistón–anillo/camisa con superficies texturizadas refuerzan la teoría de que la textura modifica la película, y con ello la presión y la fricción lo que resulta congruente con los enfoques que analizan cojinetes o casquetes mediante modelos basados en Reynolds, y justifica integrar modelación como soporte conceptual para interpretar resultados experimentales [13].

En antecedentes directos de cojinetes o casquetes de motor, la tesis doctoral de Valdés Ortiz (2025) [22] integra modelación hidrodinámica basada en Reynolds, optimización de textura, fabricación CNC y validación experimental en motores diésel, estableciendo una ruta completa desde el diseño hasta mediciones energéticas y tribológicas en condiciones controladas del motor. Paralelo a este planteamiento Valdés Ortiz realiza un estudio termo-hidrodinámico tridimensional con micro-ranuras en el cojinete principal discutiendo compromisos entre fricción, capacidad de carga y trabajo de flujo, además de cavitación y la reformación de película, enfatizando que una reducción de fricción debe interpretarse junto con variables de soporte hidrodinámico.

En motores diésel, además, se ha mostrado que la lubricación del cigüeñal es sensible a condiciones estructurales (tapas de bancada y biela), afectando la película mínima y presión, lo cual introduce un contexto realista enfocado en que el casquete opera en un sistema donde la película puede degradarse localmente por deformaciones y cargas, reforzando la necesidad de evaluar texturas en condiciones representativas y no solo en configuraciones simplificadas.

En el plano numérico, Gropper identifica que existe una dispersión de resultados porque distintos autores adoptan formulaciones diferentes de cavitación, discretización y condiciones de frontera. En consecuencia, la “optimalidad” reportada por un estudio puede no ser extrapolable sin considerar el modelo utilizado, y la validación experimental se vuelve el elemento que permite contrastar predicciones con respuestas reales, especialmente cuando se comparan superficies fabricadas por tecnologías distintas [11].

Cuando se incorporan efectos térmicos, se reporta que la temperatura cambia la viscosidad y modifica el desempeño estático (presión y película mínima), conectando directamente con ensayos donde la temperatura del lubricante evoluciona con el tiempo de funcionamiento. Adicionalmente, Tala-Ighil y Syed plantean que la inercia del fluido puede volverse relevante para superficies texturizadas en ciertos dominios, especialmente cuando existen cambios abruptos del espesor de película asociados a bordes de textura; este punto se articula naturalmente con el contraste CNC vs láser,

dado que cada proceso puede generar bordes y perfiles con gradientes distintos [23], [24]. Finalmente, los estudios de optimización en cojinetes texturizados muestran que el diseño óptimo depende de condiciones de operación (carga, velocidad, lubricante) y de objetivos de desempeño (fricción, capacidad de carga), lo que respalda estrategias experimentales basadas en variar parámetros geométricos y evaluar bajo condiciones múltiples. La optimización de forma en superficies paralelas y la optimización de perfiles en cojinetes de empuje refuerzan, desde distintos contextos, que la geometría es una variable de diseño que debe evaluarse en función del movimiento y la física de cavitación y la película de lubricante [25], [26].

El reflejo de estas consideraciones en el análisis de resultados del presente trabajo es el siguiente. Los efectos térmicos no se evaluaron como variable: la temperatura del lubricante se mantuvo controlada en torno a 80 °C para la totalidad de las configuraciones, de modo que la viscosidad no constituyera una fuente de variación entre tratamientos, y se verificó su estabilidad dentro de la ventana de análisis conforme se reporta en la sección 3.6. Los efectos inerciales locales asociados a los bordes de textura no fueron medidos y se retoman únicamente como sustento interpretativo en la discusión. En síntesis, la investigación converge en que las texturas pueden mejorar el comportamiento tribológico mediante mecanismos hidrodinámicos locales, redistribución de presión y fenómenos asociados a cavitación, pero su efecto depende de la geometría, densidad, ubicación y régimen. Además, la manufactura condiciona la textura real (rugosidad residual, bordes, defectología), de modo que comparar tecnologías de fabricación como CNC y láser deja de ser un asunto de “precisión geométrica” y se convierte en parte del fenómeno tribológico, al determinar la película real y la respuesta friccional del casquete.

1.2 Marco Teórico

En el contexto de cojinetes lisos (casquetes) operando en régimen hidrodinámico, el desempeño tribológico se explica mediante la generación de presión en una película

lubricante delgada que soporta la carga y reduce el contacto sólido con sólido. En este marco, la microtexturización modifica la geometría local de la película (espesor *h*) y, por tanto, altera el campo de presión (*p)*, la capacidad de carga y las pérdidas por fricción viscosa, de tal forma que la geometría de la textura, el espesor de película, la presión y la fricción son la base conceptual para comparar casquetes sin textura frente a casquetes texturizados con diseños determinísticos. En la Ilustración 7 se presenta un esquema del área texturizada de un casquete, incluyendo los parámetros útiles para el análisis de texturas determinísticas en cojinetes de biela (casquetes).

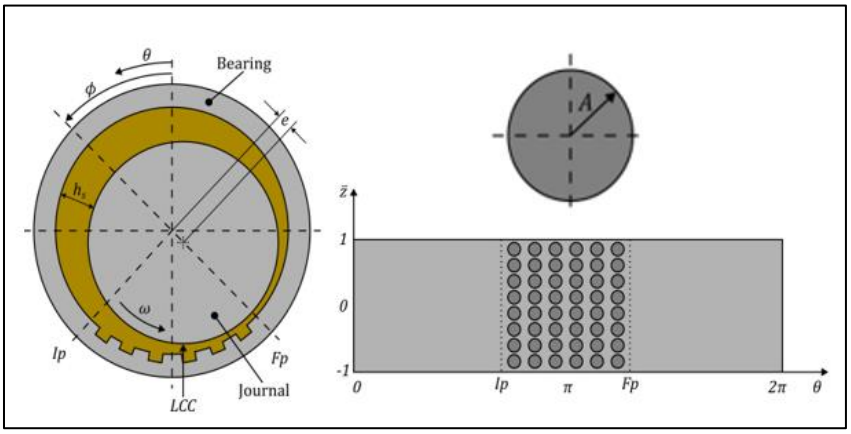


Ilustración 7 Esquema configuración del área del casquete texturizado. Tomado de [16]

En esta investigación, el soporte matemático no se utiliza con fines de simulación o predicción numérica del campo de presión hidrodinámica, sino para:

- Formalizar la obtención de métricas energéticas y tribológicas a partir de las variables medidas en un banco motor (presión en cámara, torque y velocidad de giro).
- Sustentar físicamente, mediante la teoría de lubricación hidrodinámica, por qué una microtextura modifica la fricción y el soporte de carga.
- Establecer una parametrización geométrica trazable de las microtexturas (hoyuelos circulares) que permita comparar condiciones fabricadas por CNC y por láser bajo un mismo marco conceptual.

En particular, el enfoque “banco motor” (ensayo sin combustión) y el cálculo de pérdidas por fricción mediante presión y torque.

1.2.1. Cuantificación energética experimental: presión en cámara, torque y pérdidas por fricción

A continuación, se presenta el desarrollo teórico-analítico de las variables más relevantes presentes en el sistema casquete y buje, el cuál ayudará a interpretar el desempeño de las texturas.

Trabajo indicado a partir de presión y volumen: Cuando se dispone de la presión instantánea en cámara durante el ciclo y de la variación de volumen del cilindro, el trabajo indicado por ciclo se calcula mediante la integral presión-volumen:

$$W_{ind} = \int p \; dV \qquad \text{Ecuación 1}$$

donde (p) es la presión medida en el cilindro el motor y (V) el volumen instantáneo. Esta relación transforma directamente la medición de presión en una magnitud energética por ciclo, útil para ensayos sin combustión.

Potencia indicada: A partir del trabajo por ciclo, la potencia indicada se obtiene multiplicando por la frecuencia de los ciclos, incorporando el factor n (en motor de cuatro tiempos, n=0.5):

$$P_{ind} = W_{ind} \cdot n \cdot \frac{RPM}{60} \qquad \text{Ecuación 2}$$

Esta expresión permite comparar condiciones a diferentes velocidades, ya que convierte energía por ciclo en potencia.

Potencia medida desde torque y velocidad angular: La potencia mecánica requerida para mantener el giro del motor (accionado eléctricamente en modo compresor) se calcula mediante torque y velocidad angular:

$$P_{med} = T \cdot \omega \qquad \text{Ecuación 3}$$

Con

$$\omega = 2\pi \cdot \frac{RPM}{60} \quad \text{Ecuación 4}$$

donde T es el torque medido (por el torquímetro) y RPM la velocidad de giro. Esta formulación es fundamental para un enfoque experimental porque el torque es la variable que refleja el esfuerzo mecánico requerido por el sistema (incluyendo contribuciones de fricción).

Potencia de fricción y FMEP como métrica comparativa: En motores de combustión interna, pueden existir momentos donde la potencia medida excede la indicada; la diferencia se asocia a pérdidas mecánicas por fricción y están dadas por la ecuación:

$$P_{fric} = P_{med} - P_{ind} \quad \text{Ecuación 5}$$

y se normaliza como presión media efectiva de fricción (FMEP):

$$FMEP = \frac{P_{fric}}{V_{displ} \cdot \left(\frac{RPM}{120}\right)} \quad \text{Ecuación 6}$$

Donde, V_{displ} es el volumen desplazado del motor.

La FMEP es especialmente útil para comparar configuraciones como casquete no texturizado vs texturizado; CNC vs láser; diferentes densidades y diámetros porque expresa pérdidas en una métrica normalizada que facilita el análisis entre condiciones operativas.

Presión media efectiva resistente equivalente: En ensayos motorizados, cuando no se dispone de una medición de presión en cilindro sincronizada con el ángulo de cigüeñal ni del diagrama presión-volumen necesario para determinar el trabajo indicado, no es posible calcular rigurosamente la presión media efectiva de fricción, FMEP. En estas condiciones, el torque medido en el eje representa la resistencia global requerida para mantener el giro del conjunto mecánico, la cual incorpora contribuciones de fricción interna, compresión, bombeo, lubricación y demás resistencias propias del sistema. Por esta razón, en la presente investigación se emplea la presión media efectiva resistente equivalente, denominada MEP_{res}. Esta variable representa la presión media teórica que,

actuando sobre el volumen desplazado del motor durante un ciclo completo de cuatro tiempos, produciría un trabajo equivalente al torque resistente medido en el eje. Su cálculo se expresa mediante:

$$MEP_{\text{res}} = \frac{4\pi T}{V_d} \qquad \text{Ecuación 7}$$

donde MEP_{res} es la presión media efectiva resistente equivalente, expresada en Pa o bar; T es el torque promedio medido en el eje, expresado en Nm; y V_d es el volumen desplazado total del motor, expresado en m^3.

El factor 4π corresponde al trabajo mecánico asociado a dos revoluciones del cigüeñal, equivalentes a un ciclo termodinámico en un motor de cuatro tiempos. Por tanto, esta expresión permite normalizar el torque respecto al volumen desplazado del motor y comparar la resistencia mecánica equivalente entre las diferentes configuraciones de casquetes evaluadas.

Para el motor KAMA empleado en esta investigación, cuyo volumen desplazado es: $V_d = 296 \times 10^{-6}\ m^3$, la ecuación puede escribirse de forma simplificada como:

$$MEP_{\text{res}}(\text{bar}) = 0{,}4245\ T(\text{Nm}) \qquad \text{Ecuación 8}$$

La variable MEP_{res} conserva la misma tendencia relativa del torque, debido a que el volumen desplazado del motor permanece constante durante todos los ensayos. No obstante, esta variable no debe interpretarse como una FMEP estricta, ya que no separa las pérdidas exclusivamente atribuibles a fricción de las contribuciones asociadas al trabajo de compresión, bombeo y demás resistencias internas presentes durante el accionamiento motorizado.

Por tanto, es importante precisar el alcance de la magnitud medida, por que, el torque registrado en el eje durante el accionamiento externo del motor integra, de manera inseparable dentro del esquema de instrumentación adoptado, el trabajo de compresión del gas en el cilindro, las pérdidas por bombeo, la fricción del conjunto pistón, anillos y camisa, la fricción de los cojinetes principales y la fricción del par casquete y muñón.

Únicamente esta última contribución es sensible a la microtextura evaluada. Existe, por tanto, un traslape entre la variación de presión asociada a la compresión del gas y la variación de fricción asociada a la textura dentro de una misma señal.

La separación analítica de estas contribuciones exige una presión de cilindro sincronizada con el ángulo de cigüeñal e integración del ciclo presión-volumen, (instrumentación de la que no se dispuso). La consecuencia sobre la interpretación es que el efecto de la microtextura se observa atenuado por las contribuciones que no son sensibles a ella, lo cual reduce la magnitud relativa de las diferencias detectables. El control experimental de dicho traslape no se realiza por separación analítica, sino por comparación pareada, es decir, todas las configuraciones se evaluaron sobre el mismo motor, a la misma velocidad de giro, con la misma temperatura de lubricante y bajo el mismo criterio de selección de la ventana estable, de modo que las contribuciones no sensibles a la textura permanecen sustancialmente constantes entre tratamientos. La verificación empírica de este supuesto se apoya en la presión media en recámara, empleada como variable de control y reportada en la sección 3.7.

1.2.1 Conversión de la presión en cámara a carga aplicada sobre el casquete

En el análisis tribológico de casquetes de motores de combustión interna, una variable fundamental es la carga mecánica que actúa sobre el cojinete durante la operación del conjunto pistón, biela y cigüeñal. Esta carga no se mide directamente sobre el casquete, sino que puede estimarse a partir de la presión medida en la cámara de compresión, la geometría del pistón, la cinemática del mecanismo biela-manivela y las dimensiones efectivas del cojinete.

En el presente trabajo, el motor diésel empleado en el banco experimental es impulsado mecánicamente mediante un motor eléctrico, por lo que no se presenta combustión. Sin embargo, al conservarse el funcionamiento del conjunto pistón, biela, cigüeñal y al existir compresión en la cámara, la presión medida por el sensor puede emplearse como

variable de entrada para estimar la fuerza ejercida sobre el pistón y, posteriormente, la carga transmitida hacia la biela, el cigüeñal y el casquete.

La presión medida experimentalmente se expresa en bar, por lo que debe convertirse a pascales antes de ser utilizada en el cálculo de la fuerza. La fuerza generada por la presión sobre la cabeza del pistón se obtiene mediante la relación general entre presión, fuerza y área, así:

$$F_{piston} = P_{pa} A_p \quad \text{Ecuación 9}$$

Donde, F_{piston} es la fuerza sobre el pistón, P_{pa} es la presión en la cámara y A_p es el área efectiva del pistón. El área del pistón se calcula a partir del diámetro del cilindro o diámetro del pistón.

$$A_p = \frac{\pi D_p^2}{4} \quad \text{Ecuación 10}$$

Donde, A_p es el área efectiva del pistón y D_p es el diámetro del pistón. Al reemplazar el área del pistón y la conversión de presión en la ecuación de fuerza, se obtiene una expresión directa para calcular la fuerza sobre el pistón a partir de la presión medida en bar.

$$F_{piston} = 477.8 P_{bar} \quad \text{Ecuación 11}$$

Esta ecuación indica que, para el motor analizado, cada bar de presión en la cámara equivale aproximadamente a 477.8 N de fuerza aplicada sobre la cabeza del pistón. Con esta relación pueden calcularse la fuerza mínima, promedio y máxima de cada ensayo experimental.

$$F_{piston,min} = 477.8 P_{min} \quad \text{Ecuación 12}$$

$$F_{piston,prom} = 477.8 P_{prom} \quad \text{Ecuación 13}$$

$$F_{piston,max} = 477.8 P_{max} \quad \text{Ecuación 14}$$

Donde, P_{min} es la presión mínima medida durante el ensayo en bar, P_{prom} es la presión promedio medida durante el ensayo y P_{max} es la presión máxima medida durante el ensayo. La fuerza calculada sobre el pistón se transmite hacia el cigüeñal a través de la biela. Debido a la geometría del mecanismo biela-manivela, esta fuerza varía con la posición angular del cigüeñal. Para describir esta relación, primero se define el radio de manivela como la mitad de la carrera del pistón $r = S/2\,,d$onde, r = radio de manivela y S es la carrera del pistón. El ángulo de inclinación de la biela se determina a partir de la relación geométrica entre el radio de manivela, la longitud centro a centro de la biela y el ángulo del cigüeñal, según:

$$\varphi = \sin^{-1}\left(\left(\frac{r}{L_b}\right)\sin(\theta)\right) \qquad \text{Ecuación 15}$$

Donde, φ es el ángulo de inclinación de la biela $y\ L_b$ es la longitud centro a centro de la biela y θ = ángulo de giro del cigüeñal. Considerando la inclinación de la biela, la fuerza axial transmitida por esta se calcula como:

$$F_b = \frac{F_{piston}}{cos\varphi} \qquad \text{Ecuación 16}$$

Donde, F_b es la fuerza axial transmitida por la biela, F_{piston} es la fuerza sobre el pistón, y φ es el ángulo de inclinación de la biela. Cuando no se dispone de sincronización angular del cigüeñal o cuando se realiza un análisis global a partir de valores mínimo, promedio y máximo, puede adoptarse una primera aproximación que permite estimar la carga aplicada al casquete a partir de la presión medida en cámara y posteriormente, esta carga puede relacionarse con el área proyectada del casquete. El área proyectada del casquete se calcula como el producto entre el diámetro del muñón del cigüeñal y el ancho axial efectivo del casquete.

De lo anterior se sigue una consecuencia relevante para el diseño de la textura. Al ser la fuerza proyectada sobre el eje de la biela la que determina la fuerza transmitida, la distribución de esfuerzos sobre el casquete no es radial ni estacionaria; tanto la magnitud de la carga como la posición angular de la región de máxima presión hidrodinámica varían a lo largo del ciclo, de modo que dicha región recorre progresivamente la superficie interior del cojinete. En consecuencia, la efectividad de una textura parcial no queda determinada por su extensión angular nominal, sino por la fracción del ciclo durante la cual la zona texturizada coincide con la región de máxima exigencia. En el presente trabajo no se midió la posición instantánea del máximo de presión ni la actitud del eje dentro del casquete, por lo cual dicha coincidencia no pudo verificarse; la ubicación angular adoptada se sustenta en el antecedente experimental de la referencia [21] y en la literatura sobre texturizado parcial, y su optimalidad constituye una variable de diseño pendiente de evaluación.

$$A_{proj} = D_j L_c \qquad \text{Ecuación 17}$$

Donde, A_{proj} es el área proyectada del casquete, D_j es el diámetro del muñón del cigüeñal y L_c es el ancho axial efectivo del casquete. La presión media proyectada sobre el casquete se obtiene dividiendo la fuerza transmitida entre el área proyectada.

$$p_{casquete} = \frac{F_b}{D_j L_c} \qquad \text{Ecuación 18}$$

$$p_{casquete,MPa} = 0.704 P_{bar} \qquad \text{Ecuación 19}$$

Donde, $p_{casquete}$ es la presión media proyectada sobre el casquete, F_b es la fuerza transmitida por la biela. Esta expresión permite calcular la presión media proyectada sobre el casquete a partir de la presión medida en cámara. Para cada ensayo se pueden definir tres condiciones representativas.

$$p_{min,casquete,MPa} = 0.704 P_{min,bar} \qquad \text{Ecuación 20}$$

$$p_{prom,casquete,MPa} = 0.704 P_{prom,bar} \qquad \text{Ecuación 21}$$

$$p_{max,casquete,MPa} = 0.704 P_{max,bar} \quad \text{Ecuación 22}$$

$$p_{casquete} = \frac{p_{pa} A_p}{D_j L_c \cos\left[sin^{-1}\left(\frac{r}{L_b} sin\theta\right)\right]} \quad \text{Ecuación 23}$$

La presión media proyectada sobre el casquete no debe confundirse con la presión hidrodinámica generada en la película lubricante. La primera representa una presión mecánica global asociada a la carga aplicada sobre el cojinete, mientras que la segunda corresponde al campo de presión desarrollado dentro de la película de aceite debido al movimiento relativo entre el muñón del cigüeñal y el casquete. Por tanto, la cadena física del análisis puede expresarse como $P_{cámara} \rightarrow F_{piston} \rightarrow F_{biela} \rightarrow W_{casquete} \rightarrow p_{hidrodinámica.}$ La presión hidrodinámica se describe mediante la ecuación de Reynolds, la cual permite analizar el comportamiento de una película lubricante delgada en un cojinete radial.

$$\frac{\partial}{\partial\theta}\left(h^3 \frac{\partial p}{\partial\theta}\right) + R^2 \frac{\partial}{\partial z}\left(h^3 \frac{\partial p}{\partial z}\right) = 6\mu R^2 \omega \frac{\partial h}{\partial\theta} \quad \text{Ecuación 24}$$

Donde, p es la presión hidrodinámica en la película lubricante, h es el espesor local de la película lubricante, z es la coordenada axial del cojinete, μ es la viscosidad dinámica del lubricante. Esta expresión argumenta que el patrón de microtextura modifica h y, por lo tanto, el comportamiento hidrodinámico (presión y soporte). La velocidad superficial del muñón se calcula mediante $U = \omega R$ y el espesor de película para un casquete liso puede aproximarse mediante

$$h(\theta) = c(1 + \epsilon \cos(\theta)) \quad \text{Ecuación 25}$$

$$\epsilon = \frac{e}{c} \quad \text{Ecuación 26}$$

Donde, h es el espesor local de la película lubricante, c es la holgura radial, ϵ es la relación de excentricidad. En el caso de un casquete microtexturizado, el espesor de película se modifica por la presencia de hoyuelos o cavidades superficiales. Por tanto, se calcula mediante la ecuación:

$$h(\theta, z) = c(1 + \epsilon \cos(\theta)) + h_{(textura)(\theta,z)} \qquad \text{Ecuación 27}$$

Donde h_0 es el espesor base de película para el casquete liso y $h_{(textura)(\theta,z)}$ representa la profundidad o geometría de la textura. Conviene explicitar que la expresión anterior corresponde a la descomposición h(θ, z) = h0(θ) + Δh(θ, z), en la cual h0 es el espesor hidrodinámico base determinado por la holgura radial y la excentricidad, y Δh es la contribución local de la microtextura, de valor nulo sobre la superficie no texturizada e igual a la profundidad local de la cavidad en su interior. Esta formulación es de relativa importancia porque la textura (hoyuelos circulares) se relaciona con un espesor adicional en la película Δh (ver Ilustración 8) y los factores experimentales controlan directamente su geometría y distribución (diámetro y densidad, con profundidad constante)

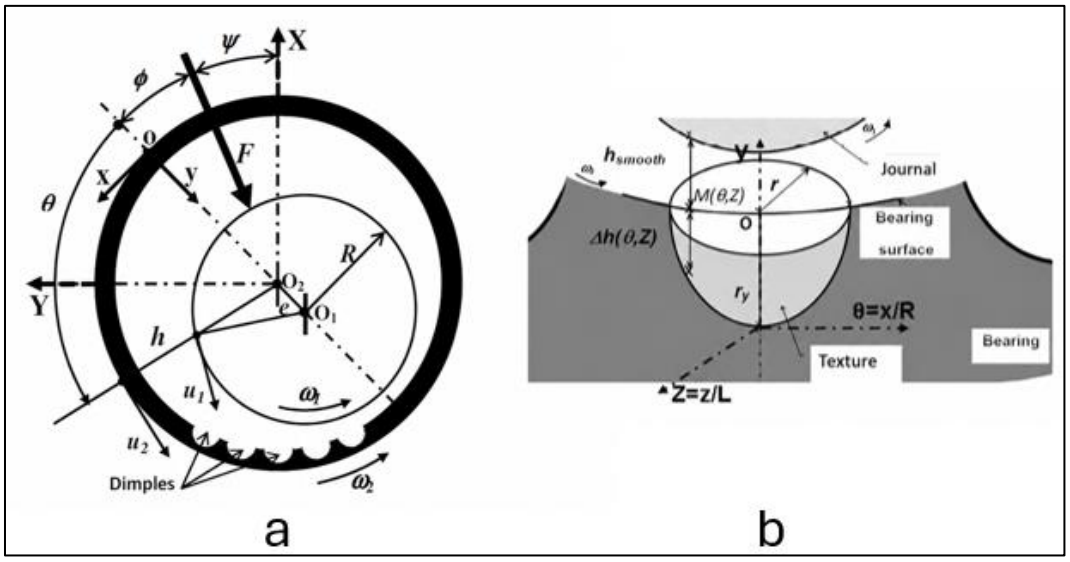


Ilustración 8 (a) Sección del casquete; (b) Geometría de los hoyuelos. Tomado de [26]

Resultantes de carga: Una vez definido el campo de presión, se obtienen las resultantes integrando sobre el dominio del cojinete. En la literatura se reportan componentes de carga y su combinación como capacidad de carga (LCC):

$$F_r = -\int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}}\int_0^{2\pi} pR\cos(\theta)\,d\theta dz \qquad \text{Ecuación 28}$$

$$F_t = \int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}}\int_0^{2\pi} pR\sin(\theta)\,d\theta dz \qquad \text{Ecuación 29}$$

$$LCC = \sqrt{F_t^2 + F_r^2} \qquad \text{Ecuación 30}$$

$$\phi = \tan^{-1}\left(\frac{F_t}{F_r}\right) \qquad \text{Ecuación 31}$$

En las expresiones anteriores, p designa la presión hidrodinámica de la película lubricante, solución de la ecuación de Reynolds para el campo de espesor h, y no la presión medida en la cámara de compresión ni la presión media proyectada sobre el casquete. Estas expresiones sustentan que una microtextura puede modificar no solo la fricción, sino también el soporte hidrodinámico del casquete a través de la redistribución de presión.

Esfuerzo cortante y potencia disipada en la película: El mecanismo por el cual la textura puede afectar el torque (y por tanto $\boldsymbol{P_{med}}$, $\boldsymbol{P_{fric}}$ y FMEP) se entiende a partir del esfuerzo cortante en la película lubricante. En diferentes modelos hidrodinámicos se reporta que un esfuerzo cortante que combina contribución viscosa (Couette) y contribución por gradiente de presión (Poiseuille) está dado por:

$$\tau_{zx} = \mu\frac{U_1}{h} - \left(\frac{h}{2}\right)\left(\frac{\partial p}{\partial x}\right) \qquad \text{Ecuación 32}$$

La potencia disipada por fricción fluida se vincula con el torque de fricción, denotado Tf, mediante el coeficiente de par viscoso ζ (que no debe confundirse con el propio torque de fricción) y velocidades angulares dada por:

$$\mathcal{P} = \zeta_1\omega_1 + \zeta_2\omega_2 \qquad \text{Ecuación 33}$$

En términos interpretativos, si la microtextura incrementa localmente el espesor de película h o modifica favorablemente el gradiente de presión, puede disminuir el término viscoso dominante $\mu U/h$, reduciendo el esfuerzo cortante y, por consecuencia, el torque requerido.

Finalmente, la fuerza de fricción y coeficiente de fricción en el cojinete (basada en Pinkus y Sternlicht)[27] que define el coeficiente de fricción como razón entre la fuerza de fricción y la capacidad de carga:

$$\mathcal{P}COF = \frac{F_f}{LCC} \qquad \text{Ecuación 34}$$

En conjunto, las ecuaciones y conceptos presentados permiten construir un hilo causal completamente alineado con el enfoque experimental, la presión medida en cámara y el torque medido permiten calcular W_{ind}, P_{ind}, P_{med} y, por diferencia, P_{fric} y FMEP como indicadores cuantitativos de pérdidas por fricción. A su vez, la teoría de lubricación hidrodinámica (Reynolds, película base + Δh, integrales de carga y fricción) explica por qué una microtextura (hoyuelos circulares) y su densidad-distribución (en particular, variación de $N_z$con $N_\theta$constante y sector I_p–F_p) puede modificar el esfuerzo cortante y la presión hidrodinámica, reflejándose en cambios de torque y FMEP.

Resta integrar de manera explícita la densidad y la distribución de las texturas en el desarrollo anterior, por cuanto constituyen parámetros primarios del diseño experimental. La geometría del campo Δh queda completamente determinada por los parámetros del patrón, el diámetro d y la profundidad h definen la forma de cada perturbación individual, mientras que el número de cavidades en dirección circunferencial Nθ y en dirección axial Nz, junto con los espaciamientos correspondientes, definen su distribución espacial. Sobre esta base, la densidad de textura admite una interpretación precisa dentro de la formulación dado que, constituye la fracción de la superficie de referencia sobre la cual Δh es distinto de cero.

La introducción del patrón actúa entonces sobre las integrales de carga y de fricción de manera simultánea y con signos opuestos. Sobre la integral de fricción, el incremento del espesor local en la fracción texturizada reduce el término viscoso dominante, y el efecto crece de forma aproximadamente proporcional a dicha fracción. Sobre la integral de carga, la misma fracción deja de contribuir como superficie portante continua, de modo que la capacidad de soporte puede reducirse, salvo en la medida en que los bordes convergentes de las cavidades generen presión adicional por efecto de microcuña, contribución que depende de la relación de aspecto y no de la densidad. De esta formulación se sigue que el número de filas axiales no constituye una variable cuyo incremento sea favorable por sí mismo: su efecto físico se ejerce a través de la densidad de textura, magnitud sobre la cual ambos mecanismos actúan en sentidos contrarios, por lo que el comportamiento óptimo corresponde a un valor intermedio. La sección siguiente desarrolla la parametrización cuantitativa de estas magnitudes y su aplicación a la matriz experimental de este trabajo.

1.2.2 Parametrización geométrica de la microtextura y su relación con el comportamiento hidrodinámico

El desempeño tribológico de una superficie microtexturizada no queda determinado por el diámetro de las cavidades considerado de manera aislada, sino por un conjunto de parámetros geométricos interdependientes cuya variación conjunta modifica simultáneamente el perfil local de película, la continuidad de la superficie portante y el volumen de lubricante disponible. La comparación entre configuraciones geométricamente distintas sólo resulta legítima cuando se efectúa sobre parámetros funcionales equivalentes y no sobre dimensiones nominales aisladas. Se definen a continuación los parámetros empleados en este trabajo.

Relación de aspecto, h/d. Cociente entre la profundidad de la cavidad, h, y su diámetro, d. Gobierna la pendiente local de la transición entre la superficie portante y el fondo de la cavidad y, con ello, la intensidad de los mecanismos de microcuña y de microescalón.

Una relación de aspecto elevada favorece gradientes de película pronunciados y una mayor propensión a la cavitación en el borde divergente; una relación de aspecto reducida produce perfiles relativamente abiertos, con menor capacidad de generación de presión local pero mayor continuidad hidrodinámica.

Espaciamiento entre texturas, (Sp). Keshk lo define como la distancia entre centros de cavidades contiguas, que debe especificarse de manera independiente en dirección circunferencial y en dirección axial cuando la distribución no es isotrópica. [28] Determina la longitud de superficie continua disponible entre cavidades para la recuperación de presión y condiciona la posibilidad de interacción entre las estelas de cavitación de cavidades sucesivas.

Densidad de textura o fracción de área texturizada, (Sd). Es el cociente entre el área proyectada total de las cavidades y el área de la región texturizada de referencia. Para cavidades circulares de diámetro d en número N sobre una región de área At, se expresa como $Sd = N \cdot \pi \cdot d^2/(4 \cdot At)$. Constituye el parámetro que cuantifica la reducción de superficie portante continua y es, por tanto, el indicador más directo del compromiso entre generación de presión local y capacidad de carga global.[29]

Volumen específico de cavidad, (Vc). Determina el volumen de lubricante que cada cavidad puede alojar. Para la geometría de casquete esférico adoptada en este trabajo, con radio de base a = d/2 y profundidad h, se obtiene mediante $Vc = (\pi \cdot h/6) \cdot (3 \cdot a^2 + h^2)$. El volumen total de cavidades por configuración cuantifica la capacidad de reserva de lubricante y de retención de partículas del patrón.[29]

La aplicación de estas definiciones a la matriz experimental de la presente investigación permite establecer la caracterización paramétrica completa de las nueve configuraciones nominales. Los cálculos se apoyan en la geometría del casquete comercial caracterizado en la sección 3.1 (diámetro interior de 38,499 mm y ancho axial de 18,853 mm) y en la extensión angular de la zona texturizada definida en la sección 3.3, comprendida entre

120° y 267,6°, equivalente a un arco de 147,6° y a una longitud de arco de 49,59 mm sobre la superficie interior. La región texturizada de referencia, At, se define como el producto de dicha longitud de arco por el ancho axial del casquete, con un valor de 934,9 mm². Los resultados se consignan en la Tabla 1.

Config. Nθ × Nz	d nom. (µm)	N cav.	h/d nom.	h/d real CNC / láser	Σ Acav (mm²)	Sd (%)	Σ Vc (mm³)
6 × 1	800	6	0,125	0,128 / 0,132	3,02	0,32	0,154
6 × 6	800	36	0,125	0,128 / 0,132	18,10	1,94	0,924
6 × 10	800	60	0,125	0,128 / 0,132	30,16	3,23	1,539
6 × 1	1000	6	0,100	0,101 / 0,102	4,71	0,50	0,239
6 × 6	1000	36	0,100	0,101 / 0,102	28,27	3,02	1,433
6 × 10	1000	60	0,100	0,101 / 0,102	47,12	5,04	2,388
6 × 1	1200	6	0,083	0,088 / 0,079	6,79	0,73	0,342
6 × 6	1200	36	0,083	0,088 / 0,079	40,72	4,36	2,055
6 × 10	1200	60	0,083	0,088 / 0,079	67,86	7,26	3,424

Tabla 1 Parametrización geométrica de las configuraciones de microtextura evaluadas. Elaboración propia

Los valores obtenidos permiten formular tres observaciones de relevancia interpretativa. En primer lugar, el mantenimiento de una profundidad nominal constante de 100 µm implica que la variación del diámetro modificó de manera inversa la relación de aspecto, que descendió desde 0,125 para el diámetro de 800 µm hasta 0,083 para el diámetro de 1200 µm en términos nominales, y desde 0,128 hasta 0,088 en el proceso CNC y desde 0,132 hasta 0,079 en el proceso láser según los valores efectivamente medidos que consigna la Tabla 14. En consecuencia, el factor diámetro del diseño factorial no constituye una variable geométrica pura, sino una variable compuesta que arrastra simultáneamente una modificación de la relación de aspecto, de la fracción de área texturizada y del volumen disponible; esta circunstancia se declara de manera expresa en la subsección 3.8.1.

En segundo lugar, la fracción de área texturizada de la matriz evaluada se sitúa entre 0,32 % y 7,26 %, esto es, en el extremo inferior del intervalo que la literatura asocia a configuraciones favorables en contactos hidrodinámicos conformes. Este hecho resulta coherente con la magnitud moderada de los efectos observados y sugiere que la

exploración de densidades superiores, manteniendo controlada la relación de aspecto, constituye una dirección de trabajo pertinente.

En tercer lugar, el incremento del número de filas axiales y el incremento del diámetro modifican la fracción de área texturizada por mecanismos distintos; el primero lo hace mediante el aumento del número de cavidades a relación de aspecto constante, y el segundo mediante el aumento del área individual a costa de la relación de aspecto. Esta distinción explica, desde la parametrización geométrica, por qué el efecto del número de filas axiales observado experimentalmente no resultó monotónico y por qué su interpretación exige considerar simultáneamente el diámetro, tal como se desarrolla en la discusión.

METODOLOGÍA

La metodología de esta investigación se concibe como el componente operativo que materializa los fundamentos teóricos y procedimientos técnicos verificables, trazables y reproducibles orientados a evaluar el desempeño tribológico de casquetes microtexturizados en motores de combustión interna. Su función principal es garantizar que la comparación entre casquetes texturizados y no texturizados, y entre texturas fabricadas por mecanizado CNC y texturización láser, se realicen bajo condiciones experimentales controladas y con criterios metrológicos consistentes, de modo que los cambios observados en fricción, pérdidas energéticas y estado superficial puedan atribuirse de forma fundamentada a la configuración de textura y al proceso de manufactura. En este sentido, la metodología propuesta para la investigación se desarrollará mediante cinco fases secuenciales e interdependientes, diseñadas para asegurar coherencia entre la caracterización del componente, la fabricación controlada de microtexturas, la evaluación experimental bajo condiciones reproducibles y el análisis tribológico integral de resultados (ver Ilustración *9*).

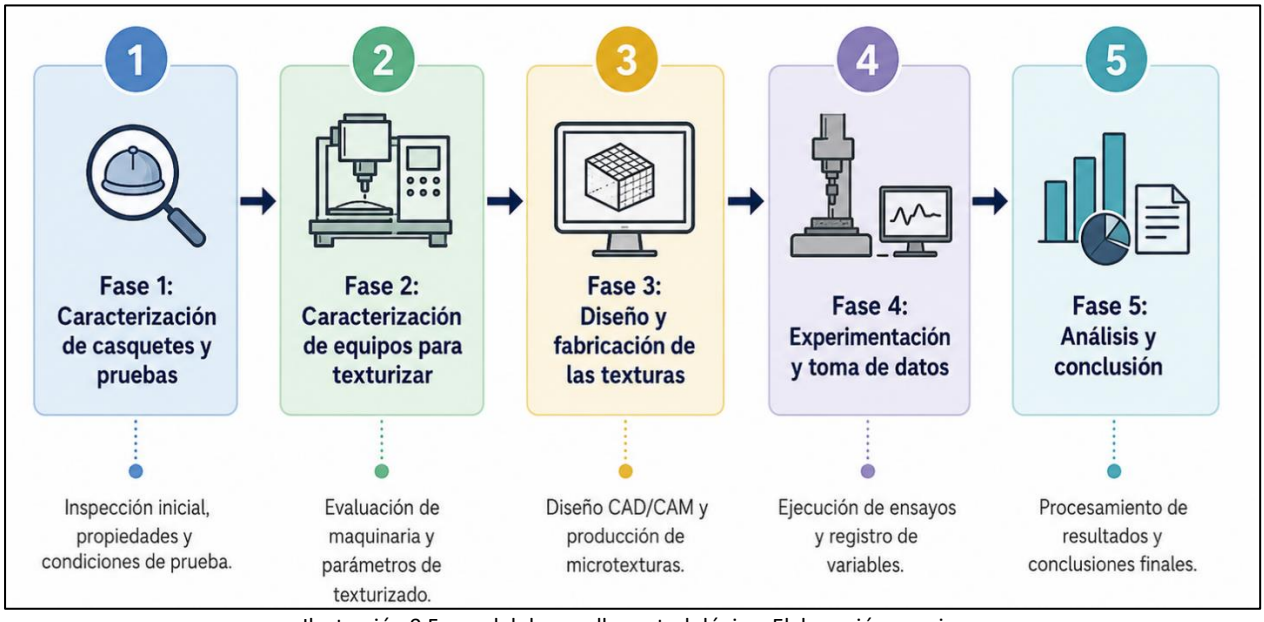


Ilustración 9 Fases del desarrollo metodológico. Elaboración propia

En este marco, la metodología integra desde la caracterización inicial de los casquetes comerciales (geometría, topografía y material), el diseño y la fabricación de microtexturas con control dimensional y de acabado, la adecuación e instrumentación del bancomotor para asegurar estabilidad operativa y confiabilidad en la adquisición de datos, hasta la estructuración de un diseño de experimentos que permita evaluar efectos e interacciones entre variables de textura y variables de operación. Finalmente, la metodología articula el análisis sistemático de los datos obtenidos con una evaluación post mortem de los casquetes ensayados, con el propósito de identificar mecanismos de desgaste y correlacionarlos con las respuestas tribológicas y energéticas medidas. Con ello, el desarrollo metodológico no se limita a describir actividades, sino que establece una secuencia lógica de control, medición y comparación que sustenta, con rigor, la valoración del impacto de la microtexturización y del método de fabricación sobre el comportamiento tribológico del sistema casquete-cigüeñal de un MCI Diesel.

2.1. Fase 1. Caracterización integral de casquetes comerciales

La primera fase del estudio establece la caracterización inicial de los casquetes comerciales que serán utilizados como referencia y como piezas base para la microtexturización, con el fin de documentar el estado previo del componente y garantizar comparabilidad entre las condiciones experimentales posteriores (casquetes no texturizados frente a casquetes con microtexturas fabricadas mediante tecnologías CNC y láser). Para asegurar la trazabilidad del proceso experimental, cada casquete se identifica de manera unívoca mediante un código o ID, el cual se conserva a lo largo de todo el trabajo, incluyendo las etapas de fabricación, ensayo en banco motor y análisis post mortem. En esta etapa, el registro inicial se complementa con evidencia fotográfica del componente y observaciones visuales de su estado general, de modo que cualquier condición anómala previa, como marcas, golpes, discontinuidades visibles o defectos superficiales evidentes, quede documentada antes de intervenir la superficie. En caso de

identificarse alteraciones que puedan comprometer la comparación experimental, la pieza correspondiente podrá ser descartada del conjunto de muestras.

Una vez identificadas las muestras, se realiza la verificación dimensional básica mediante instrumentos manuales, empleando micrómetros y galgas telescópicas para determinar las magnitudes definidas como prioritarias en esta fase: diámetros interior y exterior del casquete, así como espesores en puntos previamente establecidos. Debido a que el alcance metrológico de esta etapa se concentra en estas variables, no se estiman otras características geométricas adicionales, tales como ovalización, conicidad u otros parámetros de forma. Para mantener consistencia en la medición, las lecturas se efectúan en posiciones comparables entre muestras, registrando para cada casquete los valores obtenidos y, cuando aplique, repeticiones que permitan identificar la variabilidad de lectura. Estos datos constituyen la referencia dimensional previa al texturizado y sirven para verificar que los casquetes seleccionados presentan condiciones iniciales suficientemente comparables para las fases posteriores del estudio.

Como parte de la caracterización inicial del sistema sustrato-recubrimiento, se prepara una sección transversal metalográfica de los casquetes con el propósito de observar la arquitectura interna del componente, identificar el sustrato y el recubrimiento funcional ubicado en la superficie de contacto del diámetro interior, y estimar los espesores asociados a cada capa. Para ello, se realiza un corte transversal representativo mediante una cortadora metalográfica Struers Accutom-100 a una velocidad de giro de 3000 rpm y avance de 0.010 mm/s refrigerado por agua, procurando minimizar alteraciones térmicas, arrastre de material o deformaciones locales asociadas al proceso de corte. Posteriormente, la sección obtenida se monta mediante inclusión en resina utilizando una incluidora hidráulica Bainmount METCO, tipo Specimen Mounting Press, con el fin de estabilizar la muestra y permitir un desbaste y pulido controlado de la sección transversal.

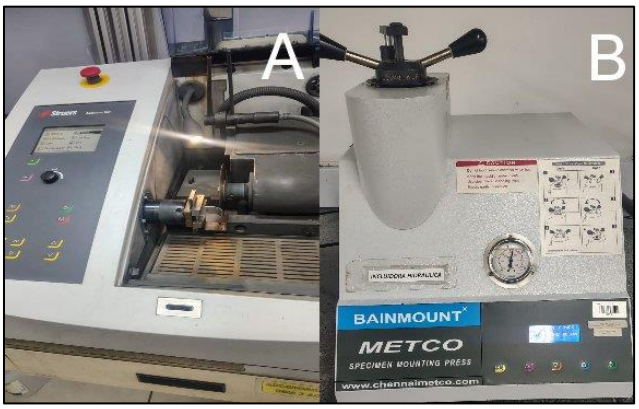


Ilustración 10 A) Cortadora Struers Accutom-100, B) Incluidora Hidráulica Metco. Elaboración propia

Sobre la muestra incluida se ejecuta una preparación metalográfica progresiva, iniciando con desbaste mediante lijas con tamaño de grano #240 y avanzando secuencialmente hasta el tamaño de grano #2000, con el propósito de eliminar marcas del corte y lograr una superficie plana y homogénea. Posteriormente, se realiza un pulido final hasta acabado espejo mediante paños de pulido y una suspensión de diamante Reflex LDM de 3 µm. Una vez alcanzado el acabado superficial requerido, se aplica ataque químico con ácido fluorhídrico (HF) al 2%, con el objetivo de revelar contrastes metalográficos que permitan diferenciar la microestructura del sustrato, el recubrimiento y la zona de interfaz. Finalizado el ataque, la muestra se limpia y se seca cuidadosamente antes de proceder a la observación por microscopía óptica.[30]

La sección transversal atacada se documenta mediante microscopía óptica utilizando un microscopio Metscope-1, marca Chennai Metco. A partir de las micrografías obtenidas, se identifican visualmente el sustrato, el recubrimiento y la interfaz entre capas, y se realizan mediciones de espesor sobre imágenes calibradas. La identificación preliminar del material y de las características microestructurales se apoya en el contraste generado por el ataque químico y en la comparación de las micrografías obtenidas con imágenes de referencia disponibles en handbooks metalográficos[31]. Esta comparación permite orientar la interpretación del sistema material-recubrimiento sin asumir una identificación composicional definitiva únicamente a partir de la observación óptica.

Una vez identificadas las zonas correspondientes al sustrato y al recubrimiento, y después de realizar la medición de espesores en la sección transversal, se ejecutan ensayos puntuales de microdureza sobre las regiones de interés. Para esta actividad se emplea un microdurómetro Zwick/Roell Indentec, configurado para ensayo Vickers, utilizando una carga de 0,05 kgf y un tiempo de permanencia de 10 segundos. Las indentaciones se ubican de manera controlada sobre las capas identificadas, procurando evitar zonas de borde, interfaces muy cercanas o regiones con defectos que puedan alterar la lectura. Esta medición permite obtener una referencia mecánica local del sustrato y del recubrimiento, aportando información complementaria para interpretar la respuesta del material frente al texturizado y frente a las condiciones tribológicas posteriores.

Finalmente, para reforzar la identificación del sistema material-recubrimiento y soportar la interpretación metalográfica, se realiza un análisis composicional mediante microscopía electrónica de barrido acoplada a espectroscopía de energía dispersiva. Para ello se emplea un equipo JEOL, modelo JSM-7200F, equipado con una sonda EDS Oxford, modelo Ultimax 100 (ver Ilustración 11). Este análisis se realiza sobre regiones de interés seleccionadas para tal fin, diferenciándolo de la muestra atacada empleada para la observación metalográfica óptica. Mediante imágenes SEM de referencia y mapas EDS de distribución elemental, se identifican zonas enriquecidas, gradientes composicionales y diferencias entre el sustrato, el recubrimiento y la interfaz. Los mapas elementales permiten correlacionar la estratigrafía observada mediante microscopía óptica con la distribución composicional del sistema, fortaleciendo la caracterización inicial del casquete antes de su modificación superficial.



Ilustración 11 Microscopio SEM, JEOL, modelo JSM-7200F. Elaboración propia.

En conjunto, esta fase deja documentado el estado inicial de los casquetes desde cuatro perspectivas complementarias: dimensiones básicas, caracterización transversal del sistema sustrato-recubrimiento, propiedades mecánicas locales mediante microdureza y composición elemental mediante SEM-EDS. Con ello se establece una referencia sólida para interpretar, en fases posteriores, si los cambios observados en torque, FMEP, desgaste o mecanismos de daño se asocian principalmente al diseño de microtextura (diámetro, densidad y zona texturizada), al método de manufactura (CNC o láser), o a modificaciones inducidas durante el ensayo, y no a variaciones iniciales no controladas entre casquetes. La Ilustración 12 sintetiza la secuencia de actividades de esta primera fase.

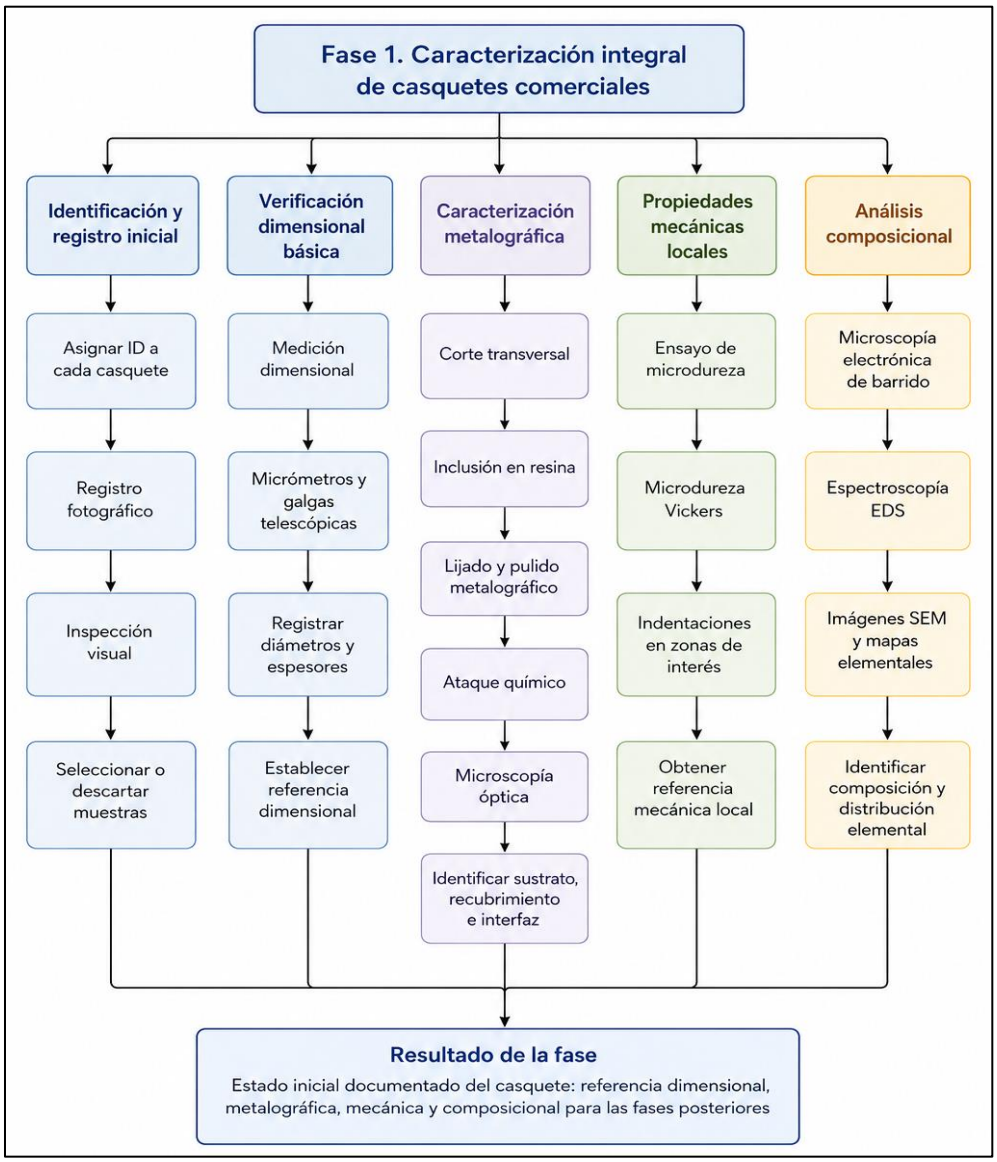


Ilustración 12 Diagrama de flujo para fase metodológica 1. Elaboración propia.

2.2. Fase 2. Selección y puesta a punto de tecnologías de fabricación y del sistema experimental

La segunda fase del estudio comprende la caracterización técnica de los equipos que serán utilizados para la fabricación de microtexturas y la adecuación del sistema experimental destinado a evaluar el comportamiento tribológico y energético de los casquetes. Esta fase se desarrolla con dos propósitos complementarios: por un lado,

establecer las capacidades y restricciones de las tecnologías de manufactura seleccionadas mecanizado CNC y texturización láser para fabricar hoyuelos circulares sobre la superficie interna del casquete; por otro lado, instrumentar y poner a punto el banco motor diésel que permite comparar el desempeño de casquetes no texturizados y casquetes microtexturizados bajo condiciones controladas de velocidad, temperatura del lubricante, presión en recámara y torque.

En primer lugar, se caracteriza la tecnología de mecanizado CNC disponible para la fabricación de microtexturas mediante el centro de mecanizado Haas UMC-750, mostrado en la Ilustración 13, equipo de 5 ejes simultáneos que ofrece una configuración adecuada para intervenir superficies curvas o de acceso restringido, como ocurre en la superficie interna de los casquetes. De acuerdo con la información técnica disponible del equipo, el centro de mecanizado cuenta con una mesa basculante de doble apoyo con capacidad de balance entre −35° y +120° y rotación de 360°, lo que proporciona versatilidad para orientar la pieza y la herramienta durante la generación de cavidades sobre geometrías no planas. Esta característica resulta relevante para la presente investigación, debido a que los hoyuelos circulares deben ubicarse de manera controlada sobre una superficie curva, manteniendo repetibilidad geométrica en diámetro, profundidad y distribución. En esta etapa se definen las posibilidades de sujeción del casquete, la orientación de la zona a mecanizar, la accesibilidad de la herramienta y las condiciones de programación necesarias para garantizar que el proceso CNC pueda reproducir las configuraciones de textura definidas en el diseño experimental.



Ilustración 13 Maquina de mecanizado 5 ejes HAAS UMC750. Elaboración propia.

De manera paralela, se caracteriza la tecnología de texturización láser mediante un sistema basado en un láser TRUMPF TruDisk 6002, integrado a un brazo robótico ABB tal cual se puede observar en la Ilustración 14. La celda TruDisk 6002 dispone de una potencia máxima en la pieza de trabajo de 6000 W, rango de potencia ajustable de forma continua entre 120 W y 6000 W, longitud de onda de 1030 nm, regulación activa de potencia con estabilidad típica de ±1 %, diámetro mínimo del cable de luz láser de 200 µm, calidad de haz indicada como 8 mm·mrad y apertura numérica de 0,1. Estos parámetros permiten caracterizar el sistema láser en términos de energía disponible, control de potencia y capacidad de focalización, variables que inciden directamente sobre la geometría final de las microtexturas, la zona afectada térmicamente y la reproducibilidad del proceso. En el montaje disponible, el cabezal láser se encuentra acoplado a un robot ABB, el cual aporta movilidad multi eje para orientar el haz respecto a la superficie del casquete; adicionalmente, el sistema cuenta con una mesa posicionadora basculante, lo que permite ampliar los grados de libertad del proceso. Para efectos de esta investigación, esta configuración se considera pertinente porque facilita el direccionamiento del haz sobre superficies curvas y permite evaluar el láser como ruta alternativa al CNC para generar hoyuelos circulares.

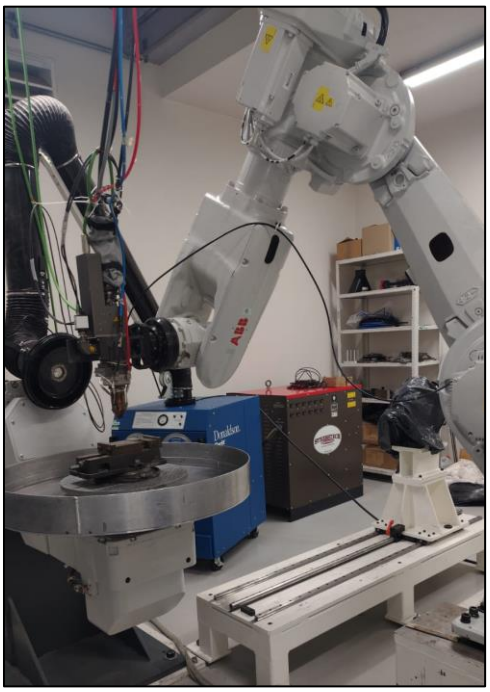


Ilustración 14 Celda láser TRUMPF TruDisk 6002, integrada a un brazo robótico ABB. Elaboración propia.

La Ilustración 16 sintetiza la secuencia de actividades de esta segunda fase. La caracterización de ambas tecnologías de fabricación no se limita a describir la disponibilidad de equipos, sino que busca establecer criterios de comparabilidad entre procesos. En este sentido, tanto para CNC como para láser se deberán registrar los parámetros empleados durante la fabricación de cada configuración. Para el CNC, se consideran variables como herramienta utilizada, diámetro de herramienta, velocidad del husillo, avance, estrategia de trayectoria, profundidad programada y condiciones de sujeción. Para el láser, se consideran variables como potencia de trabajo, tiempo de exposición o estrategia de barrido, tamaño de spot disponible, distancia de trabajo, orientación del cabezal y condiciones de posicionamiento robótico. El registro de estos parámetros es indispensable porque el desempeño tribológico posterior no depende únicamente del diseño nominal de los hoyuelos, sino también de la textura realmente fabricada, incluyendo diámetro efectivo, profundidad, borde, acabado superficial y posibles alteraciones inducidas por el proceso.

Para el segundo frente de esta fase se realiza la adecuación e instrumentación del banco motor. El sistema experimental se basa en un motor diésel estacionario KAMA, operado sin combustión y accionado externamente mediante un motor eléctrico. De acuerdo con la ficha técnica, el motor KAMA corresponde a un motor diésel monocilíndrico de cuatro tiempos, con inyección directa, refrigeración por aire, diámetro por carrera de 78 × 62 mm, cilindrada de 296 cm^3, relación de compresión 20:1, potencia nominal de 6 hp a 3600 rpm, capacidad de aceite de 1,1 L y aceite recomendado SAE 15W-40 API CH-4. Aunque el ensayo se plantea sin combustión, estas características son relevantes porque definen la arquitectura del conjunto mecánico, el volumen desplazado, las condiciones geométricas del cilindro y el sistema cigüeñal-biela-casquete que será evaluado.

La Ilustración 15 presenta el esquema de construcción y las partes del banco motor empleado en los ensayos. El motor diésel se acopla a un motor eléctrico Siemens de 5 hp, el cual suministra la potencia necesaria para hacer girar el conjunto en modo motorizado. La velocidad de giro del motor eléctrico se controla mediante un variador TECO F510, permitiendo ajustar las rpm de operación y sostener condiciones repetibles entre ensayos. La transmisión de movimiento entre el eje del motor eléctrico y el eje del motor diésel se realiza mediante una unión cardánica telescópica, seleccionada para compensar pequeñas desalineaciones entre ejes y reducir cargas parasitarias no deseadas sobre el sistema. Adicionalmente, se incorpora un sistema de acoplamiento tipo clutch, destinado a facilitar el inicio o detención del giro transmitido hacia el motor de combustión interna, aportando seguridad y control durante la operación experimental.

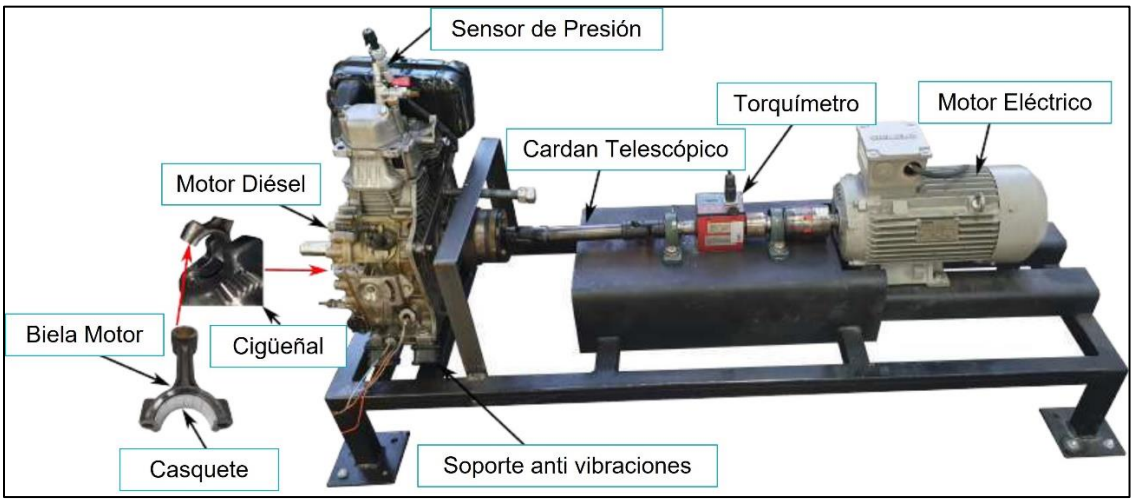


Ilustración 15 Esquema construcción y partes del banco motor para ensayos. elaboración propia

Durante la puesta a punto del banco se verifica que el conjunto motor eléctrico, acople y motor diésel opere de manera estable, sin vibraciones excesivas ni interferencias mecánicas que puedan comprometer la medición del torque. Seguido a esto el torque requerido para hacer girar el motor diésel se registra mediante un torquímetro instalado en la línea de transmisión entre el motor eléctrico y el motor de combustión interna. A partir de esta medición, y con el registro de la velocidad de giro, será posible calcular la potencia mecánica requerida por el sistema y posteriormente estimar indicadores de pérdidas por fricción.

La presión en la recámara se mide mediante un sensor de presión automotriz instalado en la parte superior de la culata. Esta medición permite registrar la presión asociada al proceso de compresión/expansión cuando el motor es accionado externamente, constituyendo una señal fundamental para el cálculo del trabajo indicado mediante el ciclo presión-volumen. La línea de medición de presión se complementa con una válvula de paso tipo bola, empleada como elemento de control del circuito.

El control térmico del lubricante constituye otra condición crítica de la fase de puesta a punto. La temperatura del aceite se registra mediante una termocupla de contacto y se controla mediante una resistencia tubular de 500 W y 110 V, con el propósito de mantener el lubricante en una temperatura de trabajo estable. (Para los ensayos se establece como

condición objetivo una temperatura de 80 °C, procurando que no exceda 85 °C), con el fin de garantizar estabilidad térmica y reducir la influencia de variaciones de viscosidad sobre la medición de torque. Esta decisión metodológica es importante porque la viscosidad del aceite influye directamente en la fricción hidrodinámica y, por tanto, en la potencia requerida para accionar el motor; por ello, la temperatura del lubricante debe mantenerse como una condición controlada y documentada en todos los ensayos comparativos.

Finalmente, la adquisición de señales se implementa mediante programación en LabVIEW, empleando una tarjeta de adquisición de datos National Instruments USB-6211; dispositivo que cuenta con 16 entradas analógicas de 16 bits, tasa máxima de muestreo de 250 kS/s, 2 salidas analógicas, 4 entradas digitales y 4 salidas digitales. En modo analógico, la tarjeta permite configuración de 8 canales diferenciales o 16 canales single-ended, lo cual resulta adecuado para integrar señales provenientes del sensor de presión, termocupla de temperatura, lectura asociada al torque y señales de velocidad o referencia del variador, según la arquitectura final de instrumentación. La programación en LabVIEW permite centralizar el registro de variables, definir frecuencia de muestreo, ventanas de adquisición y almacenamiento estructurado de datos, asegurando que cada ensayo quede asociado al ID del casquete, configuración de textura, proceso de fabricación y condición de operación.

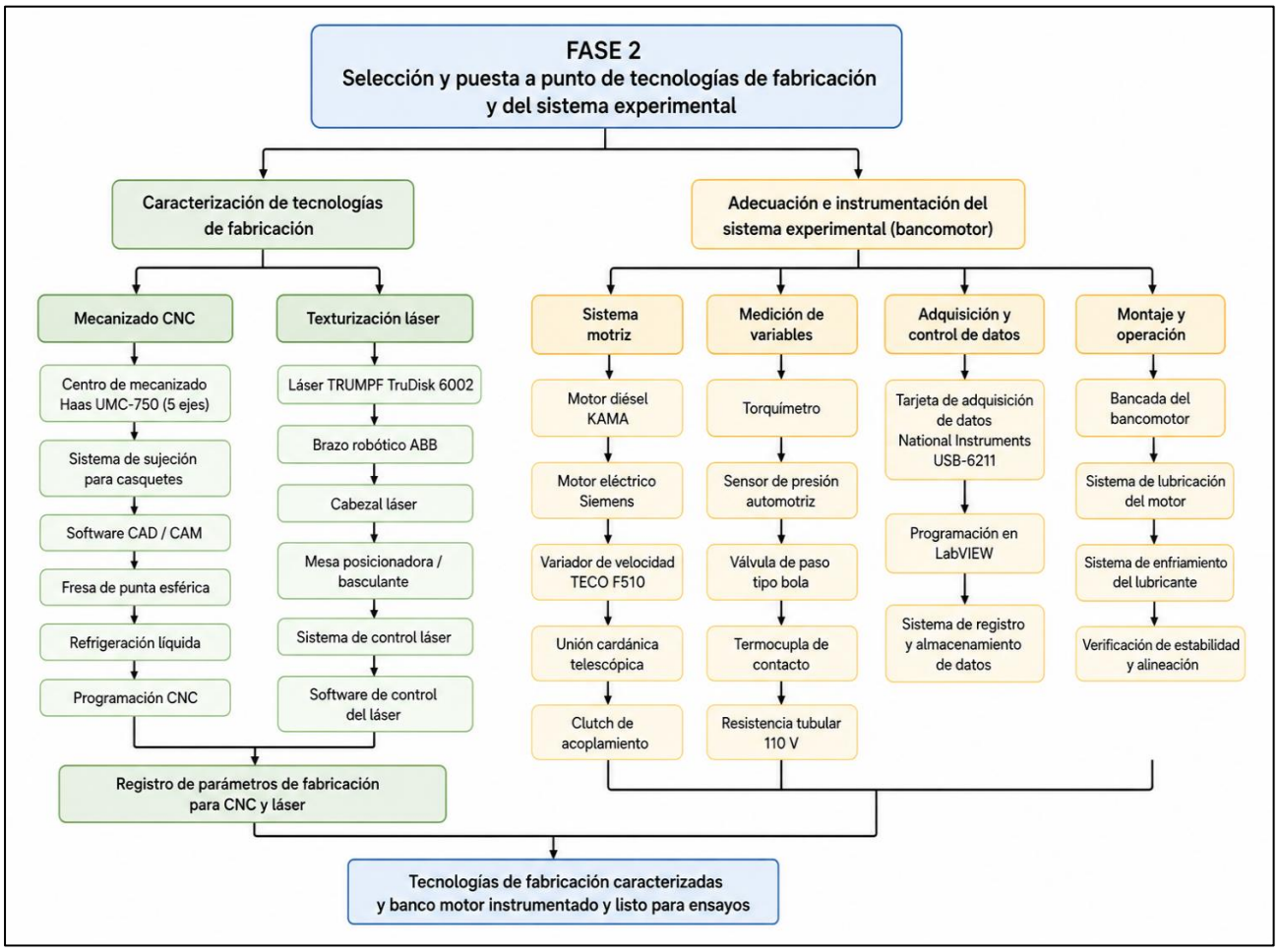


Ilustración 16 Diagrama de flujo para fase metodológica 2. Elaboración propia.

2.3. Fase 3. Diseño y fabricación de microtexturas

En esta fase se realiza el diseño geométrico y la fabricación de las microtexturas que serán implementadas sobre la superficie interna de los casquetes seleccionados. El propósito es obtener un conjunto de muestras microtexturizadas bajo configuraciones controladas y reproducibles, de modo que posteriormente sea posible comparar su comportamiento tribológico frente a casquetes no texturizados y establecer diferencias atribuibles tanto a la geometría de la textura como al proceso de manufactura empleado; mecanizado CNC o texturización láser. Para mantener coherencia con el objetivo general del trabajo, el diseño se concentra en microtexturas tipo hoyuelo de geometría circular-

esférica, manteniendo constante la profundidad nominal y variando únicamente el diámetro y la cantidad de texturas en la dirección axial del casquete.

La definición de las configuraciones de textura se realiza tomando como base los antecedentes técnicos y los resultados teórico-numéricos reportados en la literatura revisada, especialmente aquellos relacionados con cojinetes lisos texturizados, ubicación parcial de texturas, densidad de hoyuelos y modificación del espesor de película lubricante. A partir de esta revisión se selecciona una geometría circular, debido a su mayor facilidad de control dimensional, repetibilidad y comparabilidad entre procesos de fabricación. Asimismo, se establece una profundidad nominal fija de 100 μm, con el fin de reducir el número de variables geométricas y concentrar el análisis experimental en el efecto del diámetro y de la densidad-cantidad de texturas.

La selección de la geometría de microtextura no se realizó únicamente a partir de criterios de facilidad de fabricación, sino mediante la comparación de antecedentes tribológicos relacionados con cojinetes hidrodinámicos, distribución de presión, formación de película lubricante, capacidad de carga y fricción. La literatura muestra que la forma de la textura, su profundidad, la densidad superficial, la cantidad de cavidades y su ubicación relativa dentro del contacto pueden modificar de manera favorable o desfavorable la respuesta tribológica. Por tanto, la geometría seleccionada debía permitir una comparación controlada entre tecnologías de manufactura y, al mismo tiempo, conservar compatibilidad con la geometría curva del casquete y con la dinámica esperada de la película lubricante.

La Tabla 2 resume los criterios utilizados para comparar las principales geometrías reportadas en la literatura: elíptica, chevron, surco, diamante y circular. La selección final se orientó hacia microtexturas circulares-esféricas debido a su simetría geométrica, facilidad de parametrización, reproducibilidad mediante CNC y láser, y disponibilidad de antecedentes específicos para cojinetes hidrodinámicos y casquetes de biela.

Tipo de textura	Beneficio o comportamiento tribológico reportado	Variables geométricas y de distribución relevantes	Criterio de selección para el presente estudio
Elíptica	Puede modificar la presión local y la fricción; sin embargo, las revisiones en cojinetes texturizados muestran que su mejora promedio en capacidad de carga y reducción de fricción puede ser menor que la obtenida con hoyuelos circulares en condiciones comparables.	Profundidad, relación de aspecto, orientación respecto al movimiento, diámetro mayor, diámetro menor y densidad de textura.	No se seleccionó porque introduce variables adicionales, como relación de aspecto y orientación, que dificultan aislar el efecto del diámetro y de la cantidad de texturas.
Chevron	Puede generar un efecto de bombeo del lubricante hacia la zona central del cojinete cuando su vértice se orienta en el sentido apropiado del movimiento, favoreciendo la capacidad de carga. Sin embargo, su orientación también puede aumentar el torque de arrastre o generar efectos opuestos si cambia el sentido relativo del patrón.	Profundidad, ángulo del chevron, orientación respecto al deslizamiento, cantidad de patrones y distribución axial.	No se seleccionó porque su respuesta depende fuertemente de la orientación respecto al sentido instantáneo de movimiento, condición difícil de controlar en un sistema cigüeñal–biela con carga y velocidad variables.
Surco o ranura	Los surcos transversales o adecuadamente orientados pueden favorecer el espesor de película y la recuperación local de presión. No obstante, surcos de gran longitud, profundidad o cobertura superficial pueden facilitar la fuga de lubricante o interrumpir la superficie de soporte.	Profundidad, ancho, longitud, orientación, posición angular, fracción de área texturizada y continuidad del surco.	No se seleccionó porque los surcos generan canales continuos de flujo y añaden variables direccionales que no son equivalentes a cavidades discretas. Esto limitaría la comparación directa entre CNC y láser.
Diamante	Ha sido evaluada principalmente en estudios de desgaste y temperatura de cojinetes fabricados en polímeros o bajo condiciones de lubricación limitada. Los resultados disponibles no muestran una ventaja hidrodinámica directa y transferible a casquetes metálicos lubricados.	Profundidad, ángulo de vértices, tamaño lateral, densidad y material del cojinete.	No se seleccionó debido a que la evidencia disponible corresponde a condiciones de polímeros y contacto seco o con lubricación no comparable con el casquete metálico lubricado del presente trabajo.
Circular-esférica	Es una de las geometrías más empleadas en cojinetes texturizados. Puede actuar como reservorio local de lubricante, favorecer mecanismos de microescalón y modificar la película lubricante sin introducir dependencia direccional. Las revisiones reportan reducciones de	Diámetro, profundidad, número de texturas en dirección circunferencial y axial, densidad de textura, región angular texturizada y	**Geometría seleccionada.** Presenta simetría, facilidad de fabricación mediante herramienta de punta esférica y láser, repetibilidad dimensional y posibilidad de variar diámetro y cantidad de texturas sin introducir

	fricción y mejoras de capacidad de carga bajo condiciones geométricas y operativas específicas.	separación entre cavidades.	orientación como variable adicional.

Tabla 2 Criterios técnico-tribológicos para la selección de la geometría de microtextura. Elaboración propia

La evidencia reportada para las texturas tipo chevron y surco indica que sus beneficios dependen de la orientación respecto al movimiento y de la posición dentro de la región de presión hidrodinámica. En particular, las texturas tipo chevron pueden incrementar la capacidad de carga mediante un efecto de bombeo de lubricante, pero también pueden incrementar el torque requerido, especialmente cuando la orientación no es compatible con el sentido de flujo predominante [14]. De forma similar, los surcos pueden favorecer el espesor de película cuando se ubican y orientan de manera adecuada, pero una geometría continua puede afectar la estabilidad del flujo o facilitar la fuga de aceite si se incrementa excesivamente su longitud o cobertura superficial [14], [32]

Las texturas circulares se seleccionaron debido a que permiten controlar de forma independiente el diámetro, la profundidad y la cantidad de cavidades, manteniendo una geometría simétrica respecto al sentido de movimiento. Esta condición es especialmente conveniente para comparar procesos CNC y láser, dado que ambos pueden fabricar hoyuelos circulares con una geometría nominal equivalente. Además, evita incorporar variables adicionales de orientación, ángulo o dirección de flujo, las cuales habrían dificultado atribuir los cambios tribológicos al diámetro y a la cantidad de texturas.

La selección de la profundidad nominal, la región texturizada entre $I_p = 120°$y $F_p = 267,6°$, el número fijo de texturas circunferenciales $N_\theta = 6$ y la variación axial de $N_z = 1$, 6 y 10 se fundamentó adicionalmente en la tesis de Valdés Ortiz [22]. En dicho trabajo, las configuraciones de mejor desempeño global se concentraron principalmente en texturas circulares o geometrías elípticas con relación de aspecto igual a uno, equivalentes en la práctica a una cavidad circular. Las configuraciones mejor valoradas presentaron predominantemente una profundidad de 100um, $N_\theta = 6$, valores elevados de N_z, especialmente $N_z = 10$, y una zona texturizada ubicada entre $120°$y $267,6°$.

Asimismo, Valdés Ortiz [22] observó que incrementar la profundidad por encima de 100um no garantizaba una mejora adicional del desempeño tribológico. Esta observación permitió fijar la profundidad nominal en 100 um y concentrar el diseño experimental en la variación del diámetro y de la cantidad de microtexturas. De esta manera, los diámetros de 800, 1000 y 1200 μm, se seleccionaron como niveles experimentales para evaluar el efecto de la escala lateral de la cavidad sobre el torque, la respuesta energética y la pérdida aparente de masa.

Por tanto, el criterio de selección aplicado puede resumirse en cuatro aspectos:

1. Selección de una geometría circular-esférica por simetría, repetibilidad y compatibilidad con ambas tecnologías de fabricación.
2. Profundidad nominal fija de 100 um, debido a que profundidades mayores no garantizan mejor desempeño.
3. Variación del diámetro entre 800 y 1200 μm, para modificar la escala lateral y la relación profundidad-diámetro.
4. Variación de N_z entre 1, 6 y 10, con $N_\theta = 6$ constante, para evaluar el efecto de la densidad (cantidad de texturas) sobre la respuesta tribológica del casquete.
5. Conviene explicitar el criterio que acotó el rango y el incremento de los diámetros nominales, por cuanto constituye una decisión de diseño y no una elección arbitraria. El límite inferior quedó determinado por la resolución de ambos procesos de fabricación: la fresa de punta de bola empleada posee un radio de 0,5 mm, y el sistema láser opera con un diámetro de spot que impone una dimensión mínima reproducible. El límite superior quedó acotado por la geometría de la zona texturizada, comprendida entre 120° y 267,6° sobre un diámetro interior de 38,499 mm, y por la necesidad de conservar un espaciamiento entre cavidades que preservara superficie portante continua entre ellas. El incremento de 200 µm entre niveles se adoptó por ser el menor que garantizaba una diferencia dimensional discriminable por ambos procesos, verificable mediante la metrología disponible y

suficiente para modificar de manera apreciable la fracción de área texturizada. El orden de magnitud seleccionado, del orden de centenas de micrómetro, se sustenta en el antecedente experimental de la referencia [21] sobre casquetes de biela y en la literatura sobre texturizado de cojinetes hidrodinámicos.

Una vez definidos los parámetros geométricos generales, se desarrolla el modelo CAD del casquete y de los patrones de microtextura mediante el software Autodesk Fusion 360. En esta etapa se representa la geometría original del casquete y posteriormente se incorporan los hoyuelos circulares sobre la superficie interna de contacto, respetando la curvatura del componente y la ubicación definida para la zona texturizada. Las configuraciones diseñadas mantienen una distribución de 6 texturas en dirección circunferencial θ, valor que permanece constante en todos los casos, mientras que la cantidad de texturas en dirección axial z varía entre 1, 6 y 10 filas. De igual manera, el diámetro de los hoyuelos se define en tres niveles: 800 µm, 1000 µm y 1200 µm. En una misma configuración todos los hoyuelos conservan el mismo diámetro; la variación de diámetro se realiza entre casquetes diferentes, de acuerdo con la matriz experimental establecida para el estudio

Configuración	Diámetro del hoyuelo (µm)	Profundidad nominal (µm)	Texturas en dirección θ	Texturas en dirección z	Número total de hoyuelos
C1	800	100	6	1	6
C2	800	100	6	6	36
C3	800	100	6	10	60
C4	1000	100	6	1	6
C5	1000	100	6	6	36
C6	1000	100	6	10	60
C7	1200	100	6	1	6
C8	1200	100	6	6	36
C9	1200	100	6	10	60

Tabla 3 Configuración de texturas para fabricación mediante CNC y Laser

La Tabla 3 relaciona cada identificador de casquete con su configuración geométrica y su tecnología de fabricación. Esta organización facilita comparar configuraciones

manteniendo constantes la geometría base del casquete, la profundidad nominal de la textura y la cantidad de posiciones en dirección circunferencial.

Después de obtener los modelos CAD, se desarrolla la programación CAM para la fabricación de las texturas mediante mecanizado CNC. Para este proceso se utiliza el centro de mecanizado Haas UMC-750 de cinco ejes, seleccionado por su capacidad de orientar herramienta y pieza durante el mecanizado de superficies curvas y de difícil acceso, como la superficie interna del casquete. La estrategia empleada corresponde a un mecanizado tipo festoneado en 5 ejes, adecuado para generar cavidades circulares-esféricas mediante una herramienta de punta redonda. La herramienta utilizada corresponde a una fresa de punta esférica con radio de 0,5 mm, y el proceso se programa con una velocidad de husillo de 12 000 rpm, velocidad de avance de 300 mm/min y avance por diente de 0,013 mm. Durante el mecanizado se emplea refrigeración líquida, con el propósito de reducir el incremento térmico local y evitar modificaciones superficiales no deseadas en el casquete asociadas al calor generado durante la remoción de material.

Parámetro	**Valor empleado**
Máquina	Haas UMC-750, 5 ejes
Estrategia	Festoneado 5 ejes
Herramienta	Fresa punta de bola
Radio de herramienta	0,5 mm
Velocidad de husillo	12 000 rpm
Velocidad de avance	300 mm/min
Avance por diente	0,013 mm
Ángulo de inclinación de herramienta	5°
Refrigeración	Líquida
Profundidad nominal de textura	100 µm
Numero de pasadas	1

Tabla 4 Resumen Parámetros de texturizado CNC

Debido a que la herramienta empleada es una fresa de punta de bola, se incorpora una inclinación de entrada de 5° durante el mecanizado. Esta condición se establece para evitar que el mecanizado se realice con la zona central de la herramienta, donde la

velocidad de corte tiende a ser nula, lo que podría afectar la calidad del acabado y la eficiencia de remoción. Por tanto, la inclinación busca favorecer el contacto efectivo de una zona activa de la herramienta con el material del casquete, mejorando la generación del hoyuelo y reduciendo defectos asociados a frotamiento o deformación local. La Tabla 4 consigna los parámetros de proceso empleados.

La Ilustración 17 muestra el montaje de sujeción empleado. Para garantizar estabilidad durante el mecanizado CNC, los casquetes se fijan mediante un montaje especialmente adaptado a partir de una biela real del motor y un sistema de sujeción compatible con la prensa de cinco ejes del centro de mecanizado Haas UMC-750.

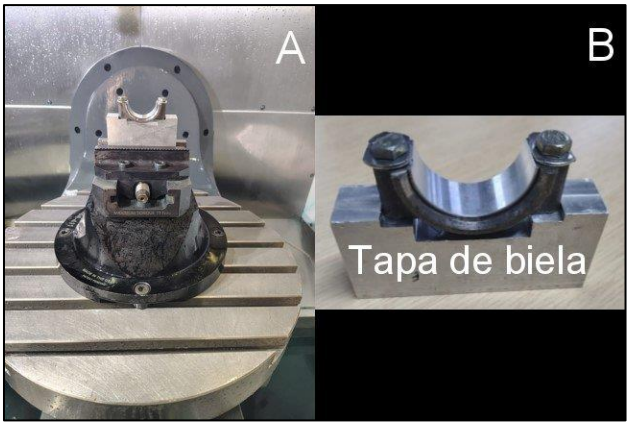


Ilustración 17 A) Sujeción en mesa 5 ejes, B) Montaje de sujeción a partir de la tapa de biela original. Elaboración propia.

Este montaje permite conservar la geometría de apoyo del casquete, asegurar su posicionamiento durante el proceso y orientar la superficie interna respecto a la herramienta. La sujeción constituye un aspecto crítico porque pequeñas variaciones de posición podrían modificar la profundidad efectiva o la ubicación de los hoyuelos, afectando la comparabilidad entre configuraciones.

Finalizado el mecanizado CNC, los casquetes se limpian mediante la técnica de ultrasonido sumergidos en acetona un tiempo estimado de 30 minutos y posteriormente secados con aire. para remover residuos de refrigerante, viruta o partículas adheridas. Posteriormente se realiza una verificación dimensional in situ de las texturas obtenidas, con el carácter de control de proceso y no de caracterización metrológica, mediante una

plantilla calibrada y observación en microscopio portable, con el objetivo de confirmar que los hoyuelos fabricados corresponden de forma aproximada a la configuración programada. Esta verificación no sustituye una caracterización metrológica de alta resolución, pero permite detectar desviaciones evidentes de diámetro, profundidad o continuidad de la textura antes de aceptar la muestra para las etapas posteriores de ensayo.

La fabricación mediante láser se desarrolla a partir del mismo diseño geométrico empleado en CNC, con el propósito de asegurar que la comparación entre procesos se realice sobre configuraciones equivalentes. En este caso, el interés metodológico no se centra en modificar el diseño de textura, sino en evaluar si dos tecnologías de fabricación diferentes pueden generar hoyuelos nominalmente equivalentes y cómo las diferencias propias de cada proceso influyen posteriormente en el comportamiento tribológico. Por esta razón, se conservan la misma profundidad objetivo, los mismos niveles de diámetro, la misma distribución circunferencial y las mismas variaciones de cantidad en dirección axial.

Para el proceso láser se utiliza el sistema TRUMPF TruDisk 6002 acoplado a un brazo robótico ABB, cuya programación permite controlar los movimientos del cabezal y la ubicación del haz respecto a la superficie del casquete. Debido a que el proceso de texturización láser aplicado a esta geometría no se encuentra completamente estandarizado para las condiciones específicas del trabajo, la determinación de parámetros se realiza mediante un procedimiento iterativo de ajuste experimental. En este procedimiento se varían parámetros como potencia, tiempo de exposición y condición de spot del haz láser, verificando mediante metrología in situ el diámetro y la calidad de las cavidades obtenidas. Los parámetros finales seleccionados para cada diámetro objetivo se consignan en la Tabla 5, que relaciona para cada diámetro objetivo la potencia estimada, el tiempo de exposición, el voltaje de control del spot, la distancia entre la salida del láser y la superficie del casquete, y el tiempo de espera entre texturas.

Sun et al., [33] referencia que el mecanismo de remoción de material en el texturizado láser corresponde a un proceso de ablación donde la energía del haz es absorbida por la superficie, produce un calentamiento localizado que conduce a la fusión y a la vaporización parcial del material, y la presión de retroceso del vapor desplaza el material fundido hacia la periferia de la zona irradiada. El material desplazado que no es eyectado solidifica rápidamente en el borde de la cavidad, y bajo la superficie tratada se desarrolla una zona afectada térmicamente cuya extensión depende de la energía depositada por pulso, de la frecuencia de repetición y de la conductividad térmica del material. El criterio de aceptación aplicado durante el ajuste iterativo de parámetros fue la aproximación de no más de 0.05 µm por encima o por debajo a los diámetros objetivos según la configuración de las texturas y posteriormente la evaluación de las profundidades en igual proporción dado que la forma geométrica se analizaría posterior a estos criterios de aceptación.

En el sistema láser, el diámetro del spot se controla de acuerdo con las tablas y condiciones de calibración disponibles del fabricante. De acuerdo con el procedimiento adoptado, la variación del spot se realiza mediante ajustes de voltaje asociados al sistema de control, y una vez definido el valor requerido para un diámetro de textura, este se mantiene fijo durante la fabricación de la configuración correspondiente. Además, para garantizar repetibilidad geométrica, la distancia entre la salida del láser y la superficie del casquete se mantiene constante en 16 mm durante el proceso. Esta condición es fundamental porque variaciones en la altura de trabajo pueden modificar el tamaño efectivo del haz, la densidad de energía aplicada y, por tanto, el diámetro y la profundidad de la cavidad.

Diámetro objetivo (µm)	Diámetro real del Spot (µm)	Potencia estimada (Watt)	Tiempo estimado de exposición (s)	voltaje del spot (V)	Distancia Láser a la Superficie (mm)	Tiempo estimado de espera entre texturas (s)
800	795	350 - 800	0.3 – 1.0	-3.12	16	60
1000	998	810 - 950	0.3 – 1.0	-2.7	16	60
1200	1200	960 - 1100	0.3 – 1.0	-6.02	16	60
Distancia salida del láser a superficie para texturizado					16mm	
Velocidad de desplazamiento					1 mm/s	
Todas las texturas solo tuvieron una exposición al laser						

Tabla 5 Parámetros laser para texturización por iteraciones

Dado que el proceso láser no emplea refrigeración mediante fluido externo, se establece un tiempo de espera de 60 segundos entre una textura y otra, con el fin de reducir la acumulación térmica en el casquete y evitar sobrecalentamientos excesivos que puedan alterar la superficie o el recubrimiento. Esta decisión metodológica busca mejorar la estabilidad del proceso y disminuir la influencia de efectos térmicos no controlados durante la generación de los hoyuelos. Aunque el láser permite alta concentración de energía y precisión espacial, el control térmico se considera indispensable para mantener comparabilidad entre casquetes y evitar que la respuesta tribológica posterior se vea influenciada por modificaciones térmicas inducidas durante la fabricación.

La Ilustración 18 muestra el montaje correspondiente. Para el proceso láser, la sujeción del casquete se realiza mediante un montaje sobre una base móvil (diseño y fabricación propia) que permite el giro manual controlado de los ángulos requeridos. Esta configuración posibilita orientar progresivamente la superficie interna del casquete, de modo que la incidencia del haz sea lo más perpendicular posible a la zona donde se genera cada textura.

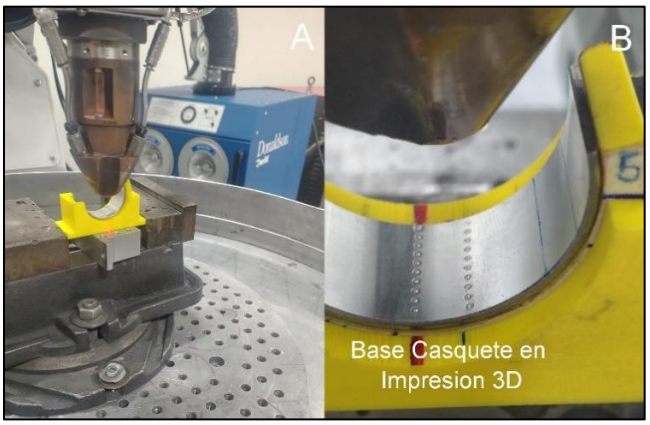


Ilustración 18 A) Sujeción en mesa laser, B) Montaje de sujeción a partir de la tapa de biela móvil fabricada en impresión 3D. Elaboración propia.

Igualmente, que con el CNC una vez fabricadas las microtexturas por láser, las muestras se limpian y se someten a verificación dimensional básica in situ, con el fin de confirmar que los hoyuelos se aproximan al diámetro objetivo y que no se presentan defectos evidentes como sobrequemado, deformación excesiva o discontinuidad geométrica. La comparación entre CNC y láser se fundamenta entonces en dos elementos: la igualdad del diseño nominal de las configuraciones y la documentación de los parámetros reales de fabricación utilizados en cada tecnología. Esta trazabilidad permitió, en las fases posteriores, analizar si las diferencias en torque, FMEP, desgaste o condición superficial post mortem están asociadas al diseño de textura, al proceso de manufactura o a la interacción entre ambos.

Esta fase genera el conjunto de casquetes microtexturizados que alimentó la etapa experimental del estudio. La combinación de diseño CAD, programación CAM, fabricación por CNC, fabricación por láser y verificación inicial de las texturas permite asegurar que las muestras sean comparables entre sí y frente al casquete original no texturizado. Además, el registro de parámetros de fabricación constituye un elemento esencial para interpretar el desempeño tribológico posterior, dado que la textura funcional no depende únicamente del diseño geométrico, sino también de la calidad y características reales obtenidas por cada proceso de manufactura. La Ilustración 19 sintetiza la secuencia de actividades de esta tercera fase.

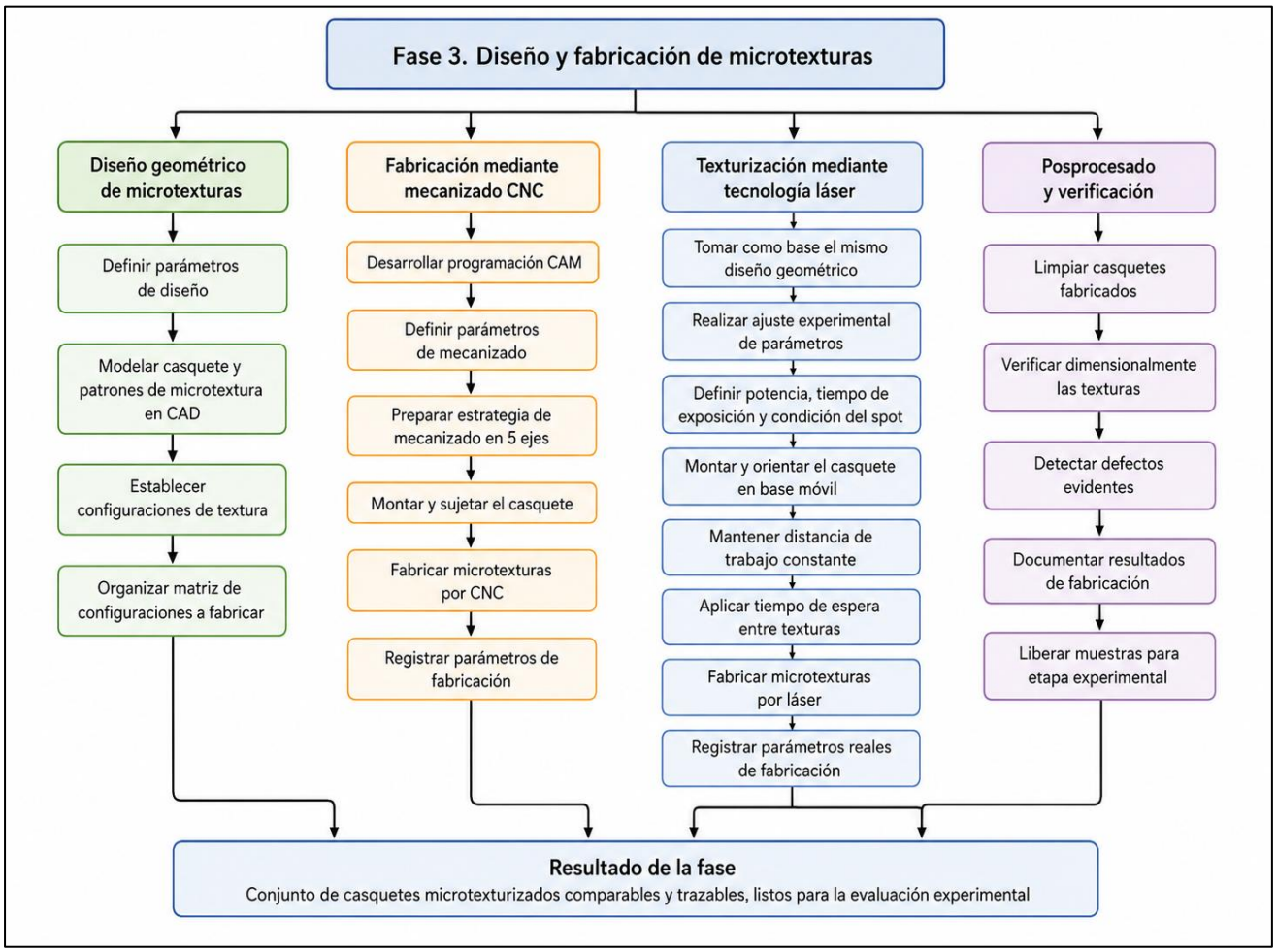


Ilustración 19 Diagrama de flujo para fase metodológica 3. Elaboración propia.

2.4. Fase 4. Evaluación experimental en bancomotor bajo diseño de experimentos

La cuarta fase corresponde a la evaluación experimental del casquete de referencia (casquete sin textura) y de los casquetes microtexturizados experimentación realizada mediante el bancomotor diésel KAMA acondicionado e instrumentado en las fases anteriores. Esta etapa tiene como propósito obtener, bajo condiciones controladas y repetibles, las señales experimentales necesarias para comparar el comportamiento tribológico y energético de los casquetes no texturizados frente a los casquetes texturizados por CNC y por láser. Para ello, la experimentación se estructura a partir de

un diseño factorial que permite analizar de manera sistemática el efecto de la geometría de la textura, la densidad de los hoyuelos y el proceso de fabricación sobre las variables de respuesta como el torque requerido para hacer girar el motor, la presión en la recámara, la velocidad de operación y los indicadores derivados de fricción.

El diseño experimental se plantea como un diseño factorial completo $3^2 \times 2$, equivalente a tres niveles en dos factores geométricos y dos niveles asociados al proceso de manufactura. Los dos factores geométricos corresponden al número de texturas en dirección axial N_z y al tamaño de la textura, representado mediante el parámetro A, entendido como el radio del hoyuelo. En este sentido, los valores de $A = 400,\ 500$ y $600\ \mu m$ corresponden a diámetros nominales de textura de 800, 1000 y 1200 μm, respectivamente. El tercer factor corresponde a la tecnología de texturización, con dos niveles: mecanizado CNC y texturización láser. Bajo esta estructura, el número total de tratamientos texturizados es de 18 configuraciones $(3 \times 3 \times 2)$, sin incluir el casquete de referencia no texturizado, el cual se emplea como condición base para la comparación del desempeño tribológico.

Es importante precisar que, aunque en algunos esquemas preliminares puede expresarse de forma general como un diseño con factores geométricos y tecnológicos, la notación estadística más precisa para este caso es $3^2 \times 2$, debido a que existen dos factores con tres niveles cada uno (N_z y A), y un factor adicional con dos niveles correspondiente al proceso de manufactura. Esta formulación permite evaluar efectos principales del tamaño de textura, de la cantidad de texturas en dirección z, y de la tecnología de fabricación, así como posibles interacciones entre estos factores. El diseño se estructura en el software Minitab, desde donde se organiza la matriz de corridas experimentales, la codificación de factores y el orden de ejecución, de acuerdo con las restricciones operativas del banco y la disponibilidad de casquetes fabricados.

Debe dejarse constancia de que los factores geométricos del diseño se definen sobre sus niveles nominales, esto es, sobre los valores especificados en el modelo CAD y no sobre la geometría efectivamente obtenida tras la fabricación. Esta formulación es la habitual en diseños de experimentos donde los niveles son fijados por el experimentador y resulta apropiada para el contraste de efectos entre niveles. No obstante, dado que la superficie que interactúa con la película lubricante es la geometría real, la desviación entre ambas se caracteriza en la sección 3.5 y se incorpora como variable explicativa en el análisis complementario de la sección 3.11.

La Tabla 6 resume la estructura experimental definida para las configuraciones texturizadas:

Factor	Símbolo	Niveles	Condición dentro del ensayo
Número de texturas en dirección axial	N_z	1, 6, 10	Variable
Radio de textura	A	400, 500, 600 (um)	Variable
Tecnología de fabricación	—	CNC, láser	Variable
Número de texturas en dirección circunferencial	N_θ	6	Fija
Profundidad de textura	D	100 (um)	Fija
Inicio de zona texturizada	I_p	120°	Fija
Final de zona texturizada	F_p	267,6°	Fija

Tabla 6 Resumen estructura experimental para la configuración de texturizados

Durante el diseño experimental se mantienen constantes las demás variables geométricas de la textura y del casquete, con el fin de aislar el efecto de los factores seleccionados. En particular, el número de texturas en dirección circunferencial θ se fija en $N_\theta = 6$, la profundidad nominal de cada hoyuelo se mantiene constante en $D = 100\ \mu m$, y la zona texturizada se delimita mediante un punto de inicio $I_p = 120°$ y un punto final $F_p = 267,6°$, si se toma el par de casquete como un buje completo.

Es necesario precisar el sistema de referencia angular sobre el cual se definen dichos puntos, por cuanto de él depende la reproducibilidad del diseño. El origen del sistema se sitúa en la parte superior del casquete (90° tomando como referencia el plano de partición

del casquete superior e inferior), la Ilustración 20, establece la convención sobre el desarrollo del cojinete, con θ recorriendo de 0° a 360° sobre el casquete desenrollado, y el texto precisa que la zona texturizada corresponde al sector inferior de trabajo y es medido en sentido horario, la zona texturizada se extiende entre 120° y 267,6°, lo cual corresponde a un arco de 147,6°, equivalente al 41,0 % de la circunferencia interior del casquete y a una longitud de arco de 49,59 mm.

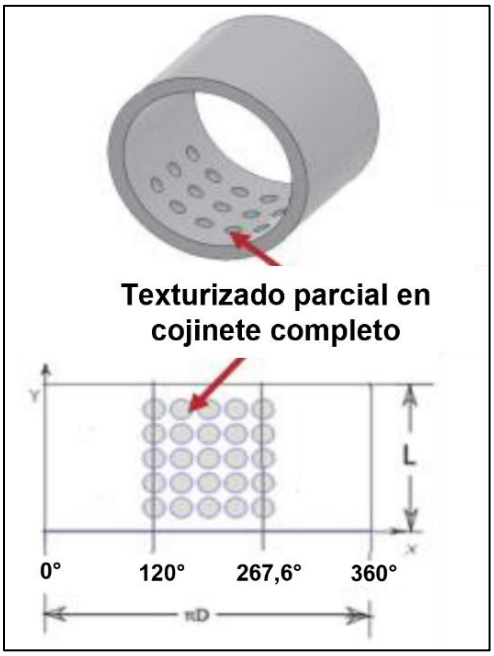


Ilustración 20 Diagrama de Ip y Fp para texturización de los casquetes. elaboración propia

De esta forma, las variaciones del diseño se concentran en el radio-diámetro del hoyuelo y en la cantidad de filas de textura en dirección axial (z).

La experimentación se desarrolla instalando en el motor el casquete correspondiente a cada configuración. De acuerdo con la definición geométrica adoptada en el marco teórico y en el diseño de texturas, la zona texturizada se ubica únicamente en el tramo funcional seleccionado del casquete, correspondiente al sector inferior de trabajo como se observa en la siguiente imagen de referencia.

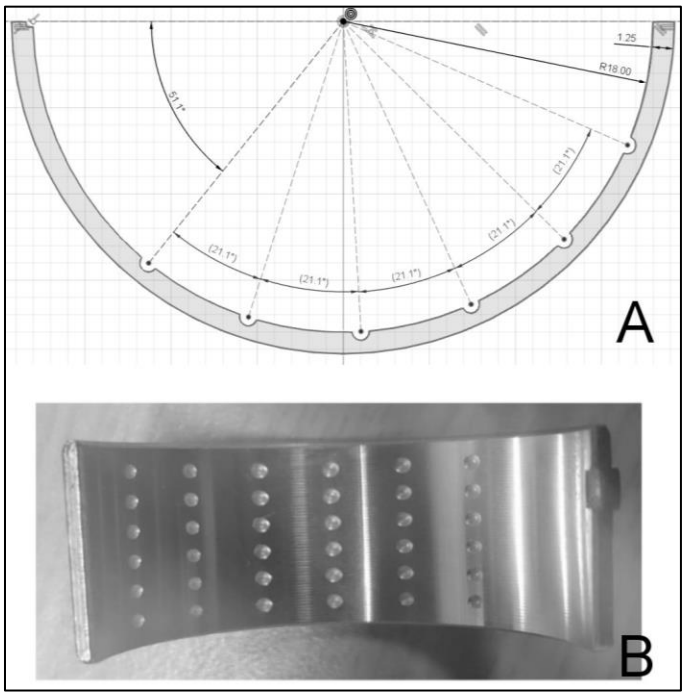


Ilustración 21 A) distribución de texturas dirección θ y B) casquete inferior texturizado. Elaboración propia.

Antes de la instalación de cada conjunto, se realiza el pesaje individual de los casquetes superior e inferior, registrando su masa inicial mediante una balanza analítica Precisa Gravimetrics AG, serie 520PB, tipo 220A SCS, con capacidad máxima de 220 g, división de lectura $d = 0{,}0001\ g$y verificación $e = 0{,}001\ g$.



Ilustración 22 Gramera Gravimetrics AG, serie 520PB, tipo 220A SCS. Elaboración propia.

La Ilustración 22presenta el instrumento empleado. Esta medición se efectúa con el propósito de establecer una referencia gravimétrica previa al ensayo, permitiendo comparar posteriormente posibles variaciones de masa asociadas a desgaste, transferencia de material, retención de partículas o contaminación superficial generada durante la prueba. Para garantizar trazabilidad, cada pesaje se asocia al ID del casquete, a su posición de montaje superior o inferior, a la configuración de textura y al proceso de fabricación correspondiente y que posteriormente se monta en el motor verificando su correcta ubicación en el conjunto biela-cigüeñal y se reemplaza el lubricante por aceite nuevo, con el fin de reducir la influencia de contaminación, degradación térmica o partículas residuales procedentes de ensayos anteriores. Esta condición es fundamental para que las diferencias observadas en torque, presión o indicadores de fricción puedan asociarse a la configuración del casquete y no a variaciones en el estado del lubricante.

Cada prueba se realiza con el motor diésel operando sin combustión, accionado por el motor eléctrico a una velocidad constante de 1800 rpm. La válvula de presión del sistema se mantiene cerrada durante el ensayo con el propósito de permitir la generación y registro de presión en la recámara. La duración total de cada corrida experimental se establece en 30 minutos, tiempo durante el cual se registran las señales del sistema desde el instante de arranque de la prueba. Sin embargo, el inicio formal de cada ensayo solo se realiza cuando el lubricante alcanza la temperatura de trabajo establecida de 80°C, condición definida para asegurar comparabilidad entre corridas y minimizar el efecto de variaciones de viscosidad sobre el torque medido. Como medida de control térmico adicional, el motor se refrigera mediante un ventilador externo de alta velocidad, evitando incrementos excesivos de temperatura durante el funcionamiento.

La adquisición de datos se realiza mediante el sistema programado en LabVIEW, empleando la tarjeta de adquisición de datos National Instruments definida en la instrumentación del banco. Durante cada corrida se registran las señales asociadas al torque requerido para mover el motor, la presión en la recámara, la velocidad de giro y la

temperatura del lubricante. El registro continuo de estas variables permite construir una base de datos temporal para cada configuración, asociada al ID del casquete, a la tecnología de fabricación, al diámetro de textura, al número de texturas en dirección z, a la temperatura inicial del aceite y al tiempo total de ensayo. Esta trazabilidad es indispensable para el análisis posterior de efectos principales e interacciones dentro del diseño experimental.

El torque registrado por el torquímetro Dynamic torque sensor tipo DYN-200 constituye una de las variables de respuesta principales, debido a que representa la resistencia mecánica global que debe vencer el motor eléctrico para hacer girar el conjunto. En paralelo, la medición de presión en la recámara permite caracterizar el comportamiento del motor durante la compresión y expansión en operación sin combustión. Con estas señales, junto con la velocidad de giro, se podrán calcular posteriormente indicadores energéticos como potencia medida, potencia indicada, potencia de fricción y FMEP, conforme al soporte matemático definido en el marco teórico. Asimismo, se contará con las variables para una estimación consistente, se podrá calcular el coeficiente de fricción equivalente o indicador de fricción definido para el sistema; en caso contrario, el torque y la FMEP se conservarán como métricas principales de comparación tribológica y energética.

Una vez finalizada cada corrida experimental, el motor se detiene de forma controlada y se procede al retiro del lubricante utilizado. Se toma una muestra del aceite con el fin de conservar evidencia del estado del lubricante posterior al ensayo y permitir una inspección preliminar de posibles contaminantes, partículas o señales de degradación asociadas al funcionamiento con casquetes texturizados en caso de evidencia de existencia de los mismos). Posteriormente, se desmonta el conjunto de casquetes ensayado, se realiza una limpieza cuidadosa evitando alterar marcas de desgaste relevantes, y se conserva cada casquete debidamente identificado para su análisis post mortem en la fase siguiente.

Después del desmontaje y limpieza controlada, los casquetes superior e inferior se pesan nuevamente en la misma balanza analítica utilizada para el pesaje inicial. La variación de masa se determina mediante la diferencia entre la masa final y la masa inicial:

$$\Delta m = m_f - m_i \qquad \text{Ecuación 35}$$

donde m_i corresponde a la masa inicial del casquete antes del ensayo y m_f a la masa final posterior al ensayo. Valores negativos de Δm pueden asociarse preliminarmente con pérdida de material por desgaste, mientras que valores positivos pueden indicar retención de residuos, transferencia de material o presencia de contaminantes adheridos a la superficie. No obstante, esta variación gravimétrica no se interpreta de forma aislada, sino que se complementa con el análisis post mortem mediante microscopía, observación superficial y evaluación de mecanismos de daño, con el fin de establecer si los cambios de masa guardan relación con desgaste adhesivo, abrasivo, transferencia de material, acumulación de residuos o modificación superficial inducida por el funcionamiento.

La Ilustración 23 sintetiza la secuencia de actividades de esta cuarta fase. La combinación entre diseño de experimentos, control de temperatura del lubricante, velocidad fija de operación, reemplazo de aceite entre ensayos y adquisición continua de señales permite construir una base sólida para el análisis tribológico posterior. De esta manera, la evaluación experimental no se limita a observar diferencias cualitativas entre muestras, sino que genera datos organizados y comparables para determinar si la microtexturización reduce el torque requerido, modifica la presión en recámara, disminuye indicadores de fricción o genera cambios observables en el estado final del casquete.

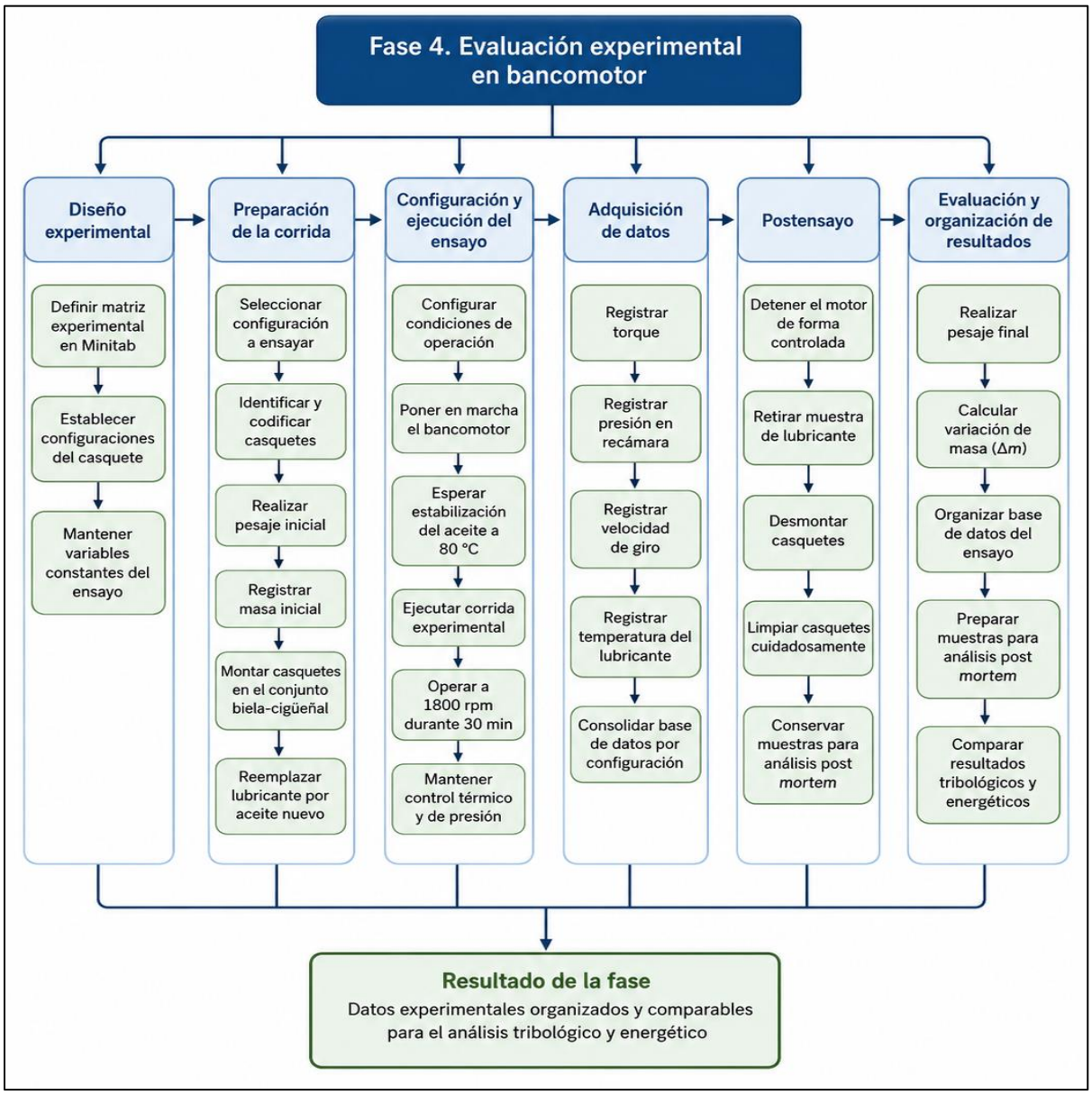


Ilustración 23 Diagrama de flujo para fase metodológica 4. Elaboración propia.

2.4.1. Limitaciones del diseño experimental y alcance de las inferencias

El diseño factorial descrito en los apartados precedentes se ejecutó con una única observación experimental independiente por cada uno de los dieciocho tratamientos texturizados, además de la condición lisa empleada como referencia externa. Esta condición constituye una restricción estructural del esquema experimental y se declara

en este punto del documento por cuanto condiciona el alcance de la totalidad del análisis inferencial desarrollado en el capítulo de resultados.

El origen de la restricción es material y no metodológico. Cada tratamiento exige la fabricación de un par de casquetes comerciales sobre los que se ejecuta el proceso de texturización, así como un ciclo completo de desmontaje del conjunto biela-cigüeñal, instalación instrumentada, ejecución del ensayo bajo condiciones controladas de velocidad y temperatura, desmontaje posterior y caracterización gravimétrica y morfológica. La replicación del diseño con tres observaciones por tratamiento habría requerido cincuenta y cuatro ensayos texturizados y el triple de casquetes texturizados y de tiempo de bancomotor, magnitudes que exceden los recursos materiales y el horizonte temporal disponibles para la presente investigación.

Es necesario precisar que las señales temporales de torque, presión, velocidad de giro y temperatura adquiridas mediante LabVIEW durante cada corrida no constituyen réplicas experimentales. Dichos registros corresponden a observaciones sucesivas de una misma unidad experimental y comparten el montaje del conjunto biela-cigüeñal, la carga y el estado del lubricante, la historia térmica del ensayo y la condición de asentamiento superficial del par tribológico. Su promediación sobre la ventana estable de operación reduce el ruido de adquisición y los transitorios operativos, pero no aporta grados de libertad para la estimación de la variabilidad entre unidades experimentales.

Las consecuencias inferenciales de esta condición son tres. En primer lugar, no es posible estimar la varianza del error puro, por lo cual el término residual del modelo constituye un estimador compuesto que confunde la variabilidad experimental con la interacción de tercer orden no estimada, conforme se detalla en la subsección 3.8.3. En segundo lugar, la potencia estadística de los contrastes es reducida, de modo que la ausencia de significancia para un factor debe interpretarse como ausencia de evidencia suficiente dentro de la matriz evaluada y no como evidencia de ausencia de efecto. En

tercer lugar, las fuentes de variabilidad asociadas al asentamiento inicial del par tribológico, a la dispersión entre casquetes comerciales de un mismo lote, a la repetibilidad del torque de apriete de los tornillos de biela y a la variabilidad del proceso de fabricación entre piezas no quedan capturadas por el diseño y se confunden con el efecto de los tratamientos.

A las anteriores se suma una restricción relativa a la caracterización de la superficie. La caracterización practicada comprende la verificación dimensional del diámetro y de la profundidad, el análisis del perfil transversal, la inspección macrográfica y la microscopía electrónica de barrido con análisis EDS, pero no comprende la determinación sistemática de parámetros de rugosidad de perfil y áreas reales, del volumen real de cavidad ni del radio de borde, ni su determinación antes y después del ensayo. En consecuencia, las diferencias de respuesta tribológica observadas entre procesos de fabricación no podrán atribuirse a mecanismos superficiales específicos.

En consecuencia, los resultados del presente trabajo se presentan como evidencia comparativa de carácter exploratorio, válida para las configuraciones geométricas y las condiciones operativas efectivamente ensayadas, y no como demostración estadística confirmatoria. Las diferencias observadas entre configuraciones orientan la selección de condiciones prioritarias para una etapa experimental subsiguiente con replicación independiente, la cual se especifica en el capítulo de Recomendaciones.

2.5. Fase 5. Análisis de resultados y evaluación post mortem

La quinta fase integra el procesamiento de los datos experimentales obtenidos en el bancomotor y la evaluación física de los casquetes después de las pruebas. Su propósito es determinar si las variaciones observadas en torque, presión en recámara, temperatura del lubricante, FMEP, variación de masa y condición superficial final se asocian al diámetro de textura, a la densidad axial N_z, al proceso de manufactura (CNC o láser) o a la interacción entre estos factores. De esta manera, esta fase permite cerrar el ciclo

metodológico iniciado con la caracterización inicial, seguido por la fabricación de microtexturas y la evaluación experimental bajo el diseño factorial $3^2 \times 2$.

Inicialmente, se organiza la base de datos registrada en LabVIEW, asociando cada archivo con el ID del casquete, su posición de montaje, el proceso de fabricación, el diámetro o radio de la textura, el número de texturas en dirección axial N_z, el tiempo de ensayo y la condición de referencia correspondiente. Durante este procesamiento se revisa la calidad de las señales de torque, presión, rpm y temperatura, identificando posibles segmentos afectados por ruido, transitorios o interrupciones instrumentales. A partir de las señales validadas se calculan las variables de respuesta definidas en el marco teórico.

El análisis de resultados se realiza conforme a la estructura del diseño factorial $3^2 \times 2$. En consecuencia, se evalúan los efectos principales del número de texturas en dirección axial N_z, del radio/diámetro del hoyuelo A y de la tecnología de fabricación, así como sus posibles interacciones. Para ello se emplean las herramientas estadísticas disponibles en Minitab, tales como gráficas de efectos principales, gráficas de interacción y comparaciones entre tratamientos. La interpretación de estos resultados permite comparar, en primer lugar, los casquetes microtexturizados frente al casquete no texturizado; en segundo lugar, las texturas fabricadas por CNC frente a las fabricadas por láser; y finalmente, el efecto específico del diámetro de textura y de la densidad axial sobre el desempeño tribológico y energético.

La evaluación post mortem se realiza sobre los casquetes ensayados después del desmontaje, limpieza controlada e identificación. Esta evaluación incluye observación visual, microscopía óptica y microscopía electrónica de barrido, con el fin de identificar desgaste, rayado, arrastre de material, deformación local, acumulación de residuos en las texturas, pérdida de definición geométrica de los hoyuelos o alteraciones en el recubrimiento. La comparación entre superficies antes y después del ensayo permitirá

establecer si las microtexturas actuaron favorablemente como zonas de retención de lubricante o partículas, o si por el contrario generaron concentración de daño, acumulación perjudicial de residuos o deterioro superficial.

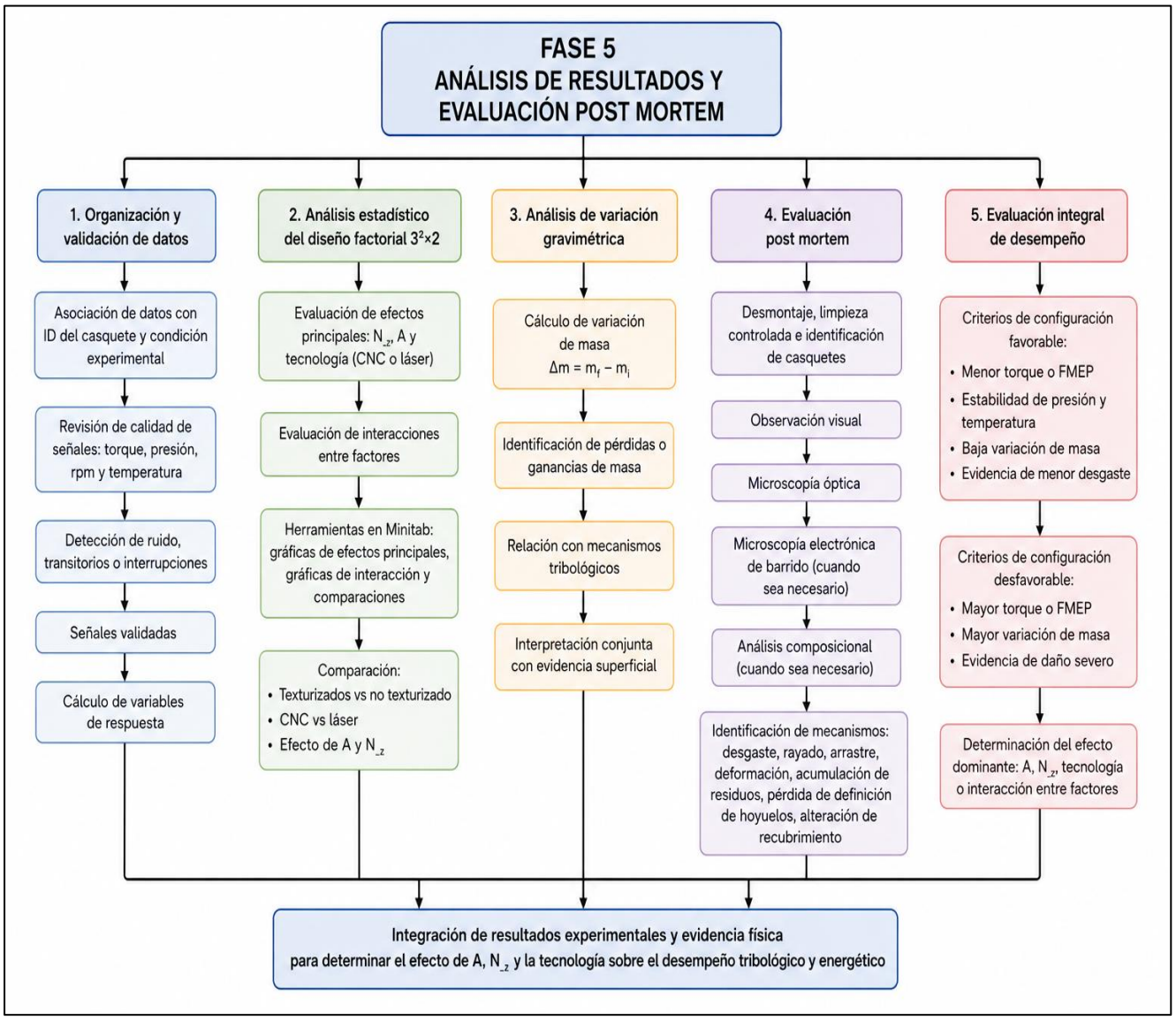


Ilustración 24 Diagrama de flujo para fase metodológica 5. Elaboración propia.

ANÁLISIS DE RESULTADOS

En este capítulo se presentan y analizan los resultados obtenidos durante la evaluación experimental de los casquetes no texturizados como casquete o muestra de referencia y los casquetes microtexturizados. El análisis integra las variables registradas en el bancomotor como torque, presión en recámara, rpm, temperatura del lubricante y variación de masa junto con los indicadores derivados, como potencia de fricción y FMEP, para comparar el efecto del diámetro de los hoyuelos, la densidad axial N_z y la tecnología de fabricación empleada, CNC o láser.

La interpretación de los resultados se complementa con la evaluación post mortem de los casquetes, con el fin de relacionar la respuesta energética del sistema con el estado final de las superficies en contacto. De esta manera, con el análisis de resultados se busca establecer qué configuraciones de microtextura presentan un comportamiento tribológico más favorable frente al casquete de referencia y en qué condiciones dicho desempeño puede atribuirse al diseño de la textura o al proceso de manufactura.

3.1. Caracterización inicial de casquetes, bielas y muñón del cigüeñal

La caracterización inicial tuvo como propósito verificar el estado de los casquetes comerciales antes del proceso de microtexturización y de los ensayos en bancomotor. Esta etapa permitió establecer una línea base dimensional, metalográfica, mecánica y composicional del sistema casquete-recubrimiento, así como de los elementos asociados al montaje experimental, particularmente bielas y muñón del cigüeñal. Con ello se buscó determinar si las muestras presentaban condiciones iniciales comparables y si podían ser utilizadas de manera confiable en las etapas posteriores de fabricación, ensayo y análisis post mortem.

A partir de la inspección visual inicial se documentó el estado general de los casquetes sin texturizar, identificando la superficie funcional de contacto y verificando la ausencia de defectos macroscópicos severos, tales como golpes, discontinuidades visibles, desprendimientos o marcas que pudieran comprometer la comparación experimental. Esta revisión permitió seleccionar las muestras que posteriormente serían empleadas como casquetes de referencia y como sustratos para la fabricación de microtexturas mediante CNC y láser.



Ilustración 25 Casquetes comerciales en condición inicial antes de la fabricación de microtexturas. Elaboración propia.

3.1.1. Caracterización dimensional de casquetes, bielas y muñón

La caracterización dimensional se realizó con el fin de verificar las condiciones geométricas iniciales de los componentes involucrados en el contacto tribológico. En los casquetes se midieron las dimensiones principales asociadas a su montaje y funcionamiento, incluyendo diámetro interior, diámetro exterior, ancho y espesor en puntos definidos. De forma complementaria, se registraron dimensiones relevantes de las bielas y del muñón del cigüeñal, debido a que estos valores son necesarios para soportar los cálculos de área proyectada, carga transmitida y presión media aplicada sobre el casquete.

Componente	Variable medida	Unidad	Valor promedio	D. std	Observación
Casquete	Diámetro interior	mm	39.999	0.009	Medición con micrómetro
Casquete	Diámetro exterior	mm	38.499	0.009	Medición con micrómetro
Casquete	Espesor	mm	1.251	0.006	Medición con micrómetro
Casquete	Ancho axial	mm	18.853	0.005	Medición con micrómetro
Biela	Longitud centro a centro	mm	100	N/A	Medición con calibrador digital
Muñón del cigüeñal	Diámetro	mm	35.964	N/A	Medición con micrómetro

Tabla 7 Dimensiones iniciales de casquetes, bielas y muñón del cigüeñal. Elaboración propia

Los resultados dimensionales obtenidos permitieron confirmar la geometría base de los componentes y establecer los valores requeridos para los cálculos posteriores de carga y presión sobre el casquete. Además, la comparación entre muestras permitió verificar que las diferencias dimensionales iniciales no fueran suficientemente significativas como para introducir sesgos importantes en los ensayos tribológicos posteriores.

3.1.2. Caracterización metalográfica y microestructural

Posteriormente, se realizó la preparación metalográfica de secciones transversales de los casquetes con el fin de observar la arquitectura interna del componente. Las micrografías ópticas permitieron identificar la presencia del sustrato, el recubrimiento funcional y la zona de interfaz entre ambas regiones (ver Ilustración 26). Esta observación fue fundamental para reconocer la estructura general del casquete antes del texturizado y para establecer una referencia visual que permitiera interpretar posteriormente posibles cambios inducidos por el proceso de fabricación o por el ensayo en bancomotor.

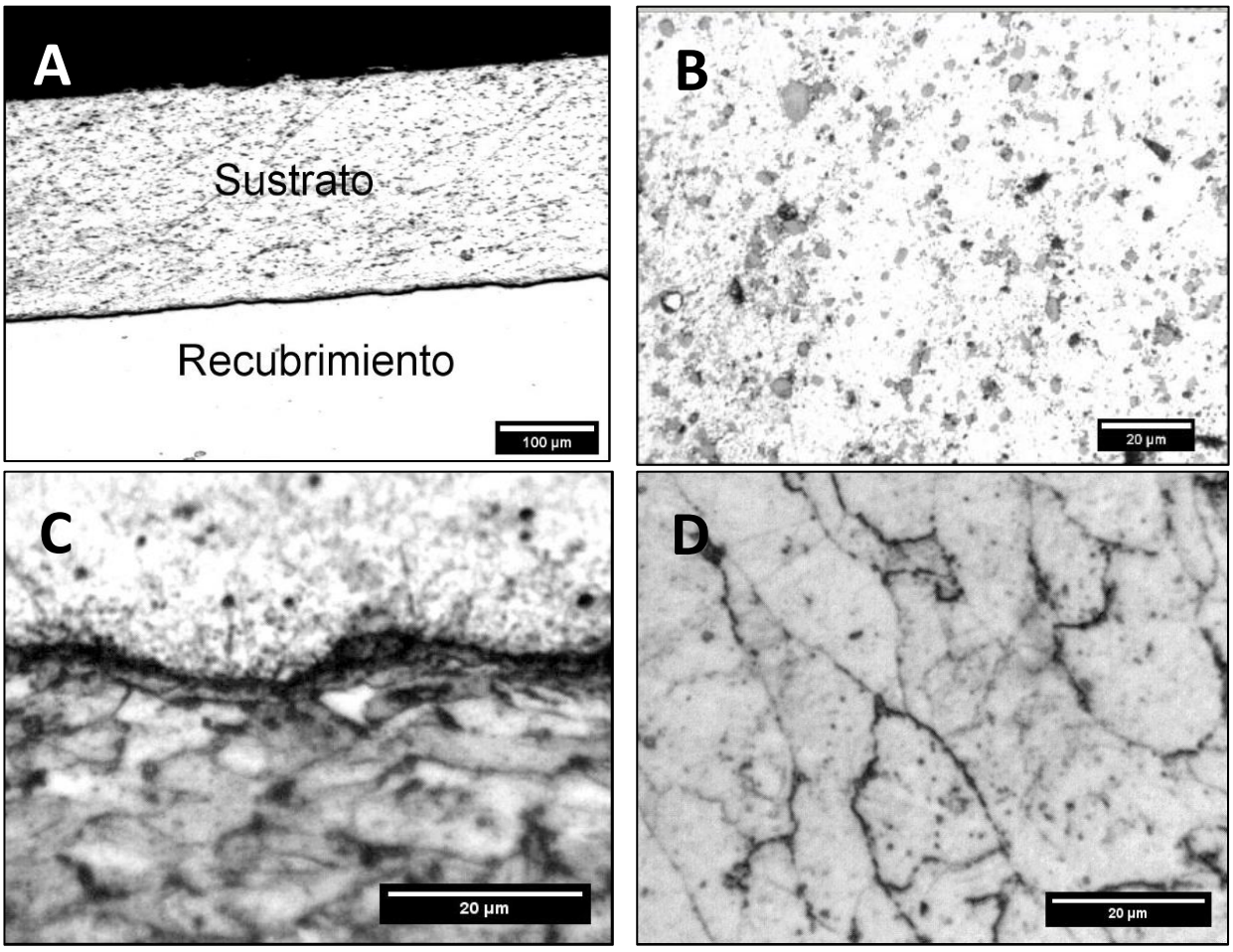


Ilustración 26 Sección transversal metalográfica del casquete comercial en condición inicial. A) capas del casquete 200x, B) Sustrato 200 x, C) capas del casquete 500x y D) Sustrato 500X

La interpretación preliminar de la microestructura se apoyó en la comparación de las imágenes obtenidas con micrografías de referencia disponibles en handbooks metalográficos[31] Esta comparación permitió orientar la identificación del sistema material-recubrimiento a partir del contraste microestructural observado después del ataque químico (ver Tabla 8). Sin embargo, dicha identificación se considera preliminar, ya que la microscopía óptica permite reconocer características morfológicas y contrastes de fase, pero no constituye por sí sola una determinación composicional definitiva.

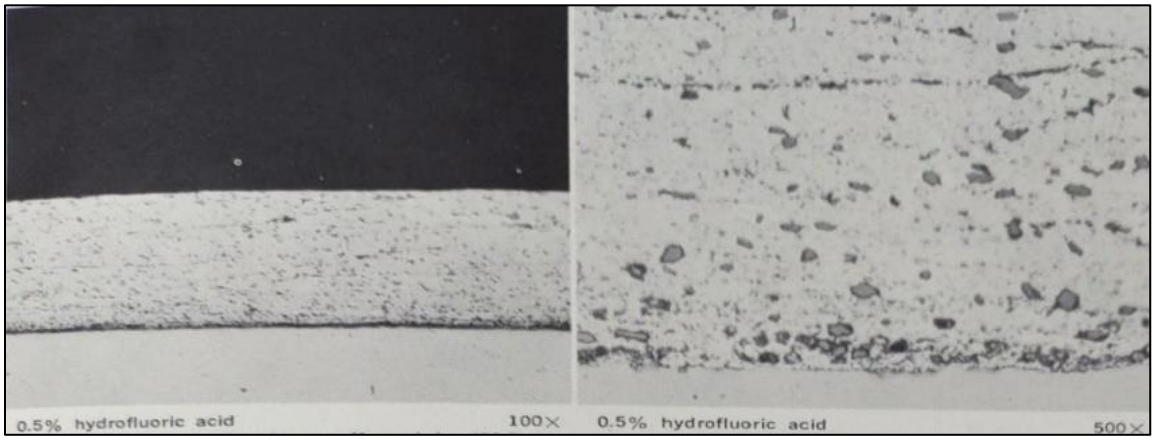


Ilustración 27 Comparación metalográfica preliminar de la sección transversal del casquete tomado de atlas of microstructures of industrial alloys *[31]*

Elemento / Capa	Material	Porcentaje (%)
Recubrimiento	Aluminio (Al)	89.5
	Plomo (Pb)	5
	Silicio (Si)	4
	Cadmio (Cd)	1
	Estaño (Sn)	0.5
Sustrato	Acero bajo carbono	100

Tabla 8 Composición nominal de referencia de la aleación de recubrimiento según referencia metalográfica del de atlas of microstructures of industrial alloys. Elaboración propia

Esta caracterización microestructural del casquete evidenció una estructura multicapa compuesta por un recubrimiento antifricción sobre un respaldo metálico. La micrografía óptica mostró una matriz clara con partículas grises y fases oscuras distribuidas de manera heterogénea, morfología que resulta comparable, a nivel exclusivamente morfológico, con la aleación de referencia reportada en el handbook metalográfico para un recubrimiento base aluminio con adiciones de Pb, Si, Cd y Sn. En dicha referencia, las partículas grises se asocian con silicio y las zonas oscuras alargadas con fases ricas en plomo, ambas embebidas en una matriz de solución sólida de aluminio.

3.1.3. SEM-EDS y mapas elementales

Igualmente, se realizó el análisis mediante microscopía electrónica de barrido acoplada a espectroscopía de energía dispersiva, con el propósito de complementar la

caracterización metalográfica y microestructural. Las imágenes SEM permitieron observar con mayor detalle la sección superior (superficie de contacto) del casquete, mientras que los mapas EDS permitieron identificar la distribución elemental en las regiones correspondientes al recubrimiento.

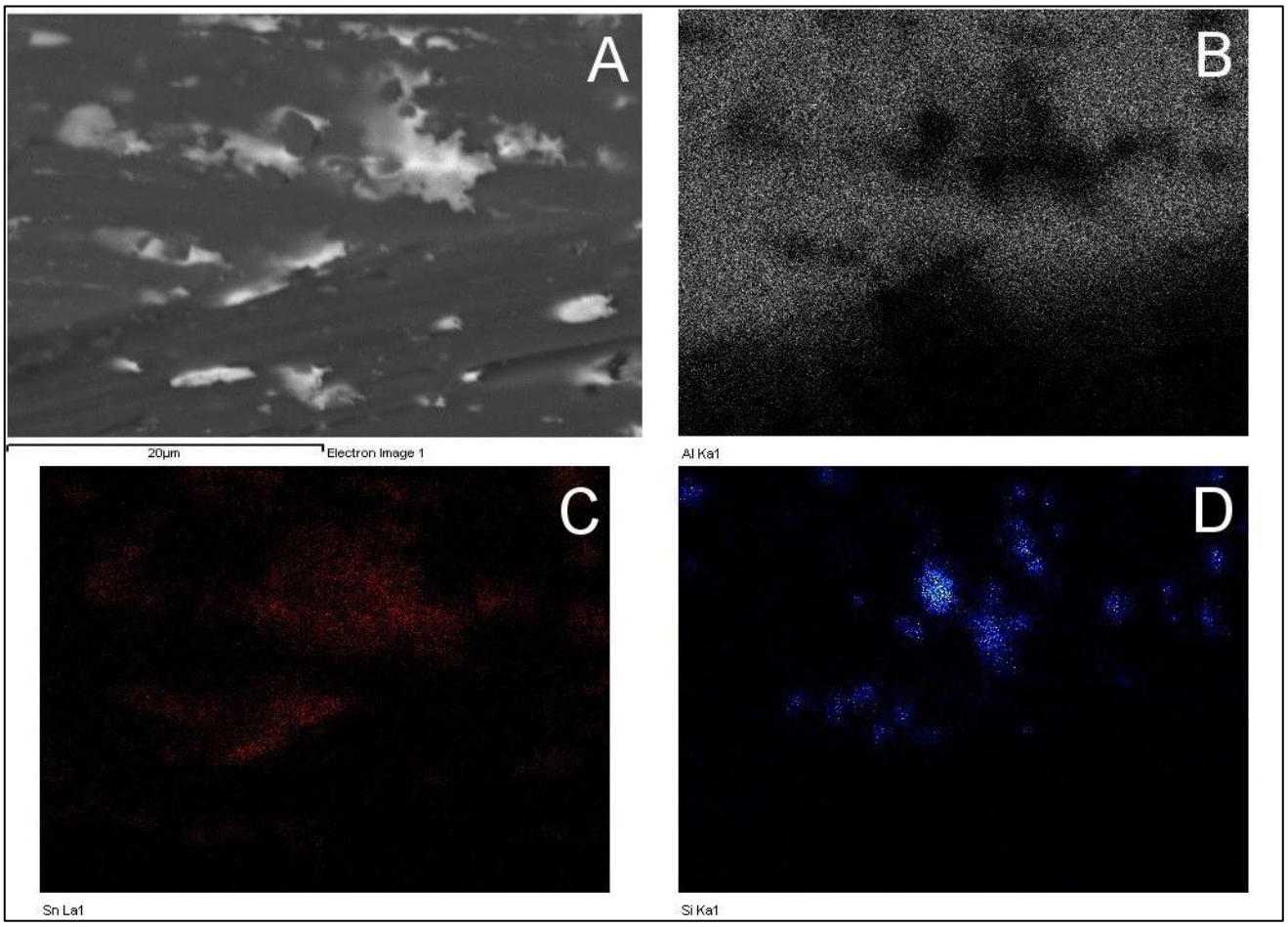


Ilustración 28 Sección superior del casquete más mapa de distribución elemental en recubrimiento

El análisis SEM-EDS permitió complementar la observación metalográfica mediante la identificación espacial de los principales elementos presentes en la zona de recubrimiento. En la ilustración 28 se presenta el EDS realizado sobre los casquetes. El mapa elemental de Al presentó una distribución continua en la mayor parte del área analizada, confirmando que la matriz del recubrimiento es rica en aluminio. Por su parte, el mapa de Si mostró una distribución localizada en forma de partículas discretas, lo cual

coincide con la presencia de partículas equiaxiales observadas en la micrografía óptica y en la referencia metalográfica. El mapa elemental evidenció asimismo la presencia de áreas ricas en estaño (Sn). La señal asociada al plomo (Pb) se observó de forma localizada y de baja intensidad; su atribución inequívoca a la presencia de dicho elemento requeriría la observacion de los picos espectrales correspondientes, procedimiento que no fue ejecutado en esta investigación debido al solapamiento espectral con otros elementos presentes.

De igual manera se puede dejar constancia del criterio metodológico adoptado ante la discrepancia entre ambas fuentes: el análisis EDS constituye una determinación experimental directa practicada sobre la muestra estudiada, mientras que la composición consignada en la Tabla 7 corresponde a una atribución por semejanza morfológica con micrografías de literatura. En consecuencia, prevalece el resultado experimental, y el recubrimiento del casquete se caracteriza como un sistema antifricción de matriz de aluminio con fases ricas en estaño y partículas de silicio, compatible con las aleaciones comerciales del tipo aluminio-estaño-silicio, de uso extendido en cojinetes de motores de combustión interna tras la restricción normativa al empleo de plomo en aplicaciones automotrices.

El EDS ejecutado posee carácter cualitativo y semicuantitativo, orientado a la identificación espacial de los elementos presentes. Una determinación composicional concluyente requeriría análisis cuantitativo con patrones de calibración, procedimiento que excede el alcance de la presente investigación y que se declara como limitación del estudio.

Desde el punto de vista tribológico, esta combinación microestructural es favorable para aplicaciones en casquetes de motores de combustión interna, ya que la matriz de aluminio proporciona soporte mecánico, las fases blandas contribuyen a la conformabilidad y tolerancia al contacto, mientras que las partículas de silicio pueden mejorar la resistencia al desgaste. No obstante, debido a la heterogeneidad de la capa

antifricción, el diseño de microtexturas debe considerar tanto la composición como el espesor del recubrimiento, evitando profundidades excesivas que puedan comprometer la integridad funcional de la capa o exponer el respaldo de acero.

Es así entonces como la evidencia óptica y SEM-EDS permite concluir que el casquete estudiado presenta un recubrimiento antifricción base aluminio con fases secundarias compatibles con Si y Sn, conforme a la evidencia experimental de los mapas elementales, y morfológicamente comparable con la microestructura reportada en la literatura de referencia metalográfica. Esta caracterización es relevante para el diseño posterior de microtexturas, ya que la respuesta tribológica del casquete dependerá no solo de la geometría fabricada por CNC o láser, sino también de la interacción entre la textura, la matriz de aluminio, las fases blandas y las partículas duras presentes en el recubrimiento.

3.1.4. Medición de espesores de sustrato y recubrimiento

A partir de las micrografías ópticas calibradas se realizaron mediciones del espesor del recubrimiento funcional y del sustrato en diferentes puntos de la sección transversal. Estas mediciones permitieron cuantificar la estratigrafía del casquete y establecer una referencia geométrica del sistema entre el sustrato y el recubrimiento antes de someterlo al proceso de microtexturización y a las pruebas tribológicas.

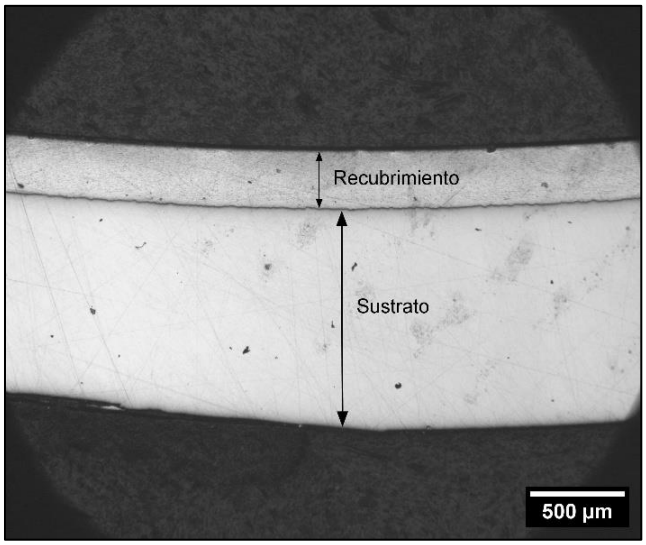


Ilustración 29 Medición de espesores en la sección transversal del casquete.

Zona medida	Medición 1(µm)	Medición 2 (µm)	Medición 3 (µm)	Promedio (µm)	D. std (µm)
Recubrimiento	303.038	303.043	303.045	303.042	0.004
Sustrato	1179.052	1179.060	1179.062	11.79.058	0.005

Tabla 9 Espesor promedio del sustrato y recubrimiento. Elaboración propia

Los espesores obtenidos y registrados en la Tabla 9 constituyen una variable de referencia importante, ya que permiten evaluar la escala relativa entre la profundidad nominal de las microtexturas y el espesor del recubrimiento funcional. Esta relación es crítica para asegurar que el proceso de texturización se mantenga dentro de la zona de interés y no comprometa la integridad del sistema del sustrato y el recubrimiento.

La sección transversal presentada en la Ilustración 26(C) evidencia adicionalmente la presencia de una capa intermedia de unión entre el recubrimiento antifricción y el respaldo metálico. Esta capa cumple la función de garantizar la adherencia entre ambos materiales y es característica de los casquetes bimetálicos y trimetálicos de fabricación comercial. Su composición no fue determinada en la presente investigación.

A partir de los espesores determinados es posible verificar de manera cuantitativa la integridad del recubrimiento tras el proceso de texturización. Confrontando el espesor promedio del recubrimiento funcional, de 303,04 µm, con la profundidad de cavidad efectivamente medida, cuyo valor máximo alcanzó 105,7 µm según la Tabla 14, se establece que el texturizado consumió como máximo el 34,9 % del espesor del recubrimiento y que el espesor remanente de material antifricción en el fondo de la cavidad no fue inferior a 197,3 µm, equivalente al 65,1 % del espesor original. En consecuencia, se verifica que en ninguna de las configuraciones evaluadas el proceso de texturizado alcanzó la capa de unión ni expuso el sustrato de acero: las cavidades se hallan íntegramente contenidas dentro del recubrimiento antifricción, de modo que la superficie que interactúa con la película lubricante en su interior corresponde al mismo material funcional presente en la superficie no texturizada. Esta verificación es condición necesaria para la validez de la comparación tribológica desarrollada en los capítulos

siguientes, y se corrobora mediante la diferenciación de microdureza entre ambas capas reportada en la sección 3.1.5.

3.1.5. Microdureza puntual del sistema entre el sustrato y el recubrimiento

Una vez identificadas las regiones correspondientes al sustrato y al recubrimiento, se realizaron mediciones puntuales de microdureza Vickers con una carga de 0,05 kgf y un tiempo de permanencia de 10 s. Estas mediciones permitieron obtener una referencia mecánica local de las zonas diferenciadas en la sección transversal, aportando información complementaria para interpretar la respuesta del material frente al texturizado y frente a las condiciones de contacto durante el ensayo.

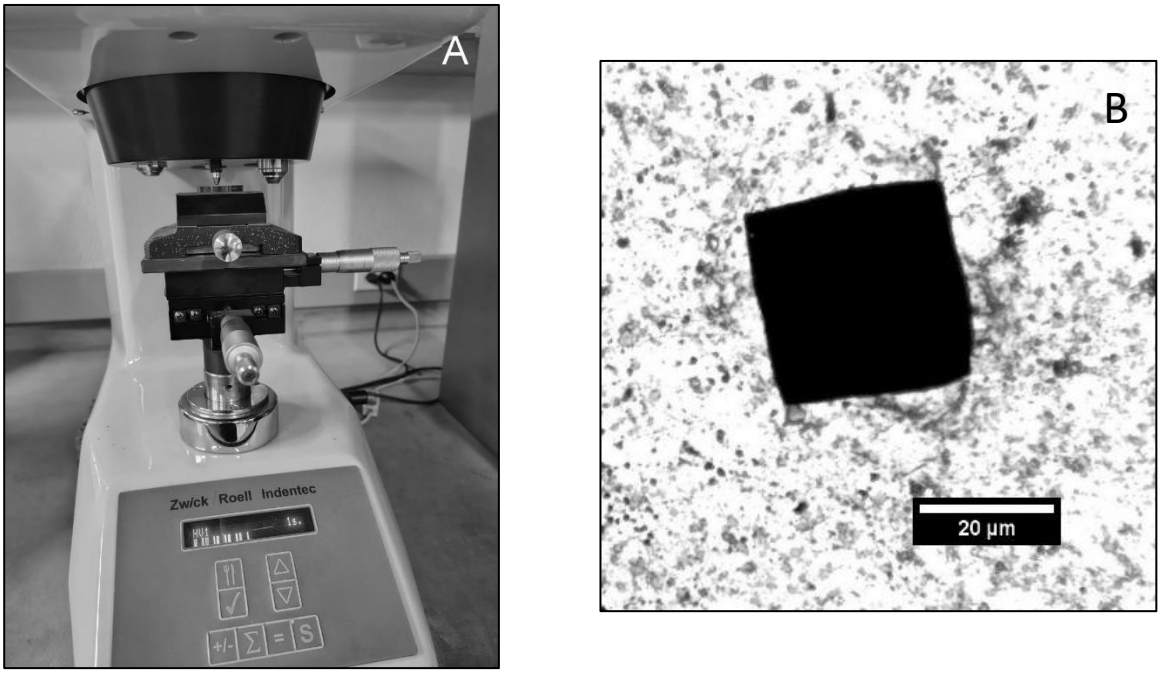


Ilustración 30 A) Durómetro B) Indentacion de microdureza Vickers en la sección transversal del casquete.

Zona	Carga (kgf)	T (s)	M1 HV	M2 HV	M3 HV	M4 HV	M5 HV	Prom HV	D. std
Recubrimiento	5	10	58	58	56	58	59	57.8	1.09
Sustrato	5	10	257.83	258.53	259.33	260.13	260.83	258.8	1.30

Tabla 10 Resultados de dureza recubrimiento y sustrato. Elaboración propia

En la Tabla 10 se presentan los resultados de dureza tanto para el recubrimiento como para el sustrato con valores promedio de dureza HV de 57.0±1.09 y 258.8±1.3 respectivamente. Los resultados de microdureza permiten comparar la respuesta mecánica local entre el recubrimiento y el sustrato. Esta información es relevante porque diferencias importantes de dureza pueden influir en la forma en que el casquete responde a la fabricación de microtexturas, al contacto con el muñón del cigüeñal y a los mecanismos de desgaste desarrollados durante el ensayo.

La integración de inspección visual, mediciones dimensionales, micrografías ópticas, espesores, microdureza y mapas SEM-EDS permiten establecer una línea base robusta para comparar posteriormente las muestras texturizadas y ensayadas. Así, cualquier cambio observado en torque, FMEP, variación de masa o desgaste post mortem podrá analizarse con mayor fundamento, diferenciando los efectos propios del diseño de textura y del proceso de manufactura frente a posibles variaciones iniciales del componente.

3.2. Diseño CAD y matriz de microtexturas

En esta sección se presentan los resultados del diseño geométrico de las microtexturas implementadas sobre los casquetes. El diseño se desarrolló en el entorno CAD de Autodesk Fusion 360, tomando como base la geometría nominal del casquete y definiendo una zona parcial texturizada sobre su superficie interna de contacto. El mismo diseño geométrico se utilizó como referencia para las dos rutas de fabricación evaluadas, CNC y láser; por tanto, las diferencias posteriores entre muestras no corresponden a cambios intencionales en la geometría nominal, sino a las particularidades propias de cada proceso de manufactura.

Para evitar ambigüedades en la presentación de resultados, se adopta la siguiente nomenclatura: N_θ representa el número de texturas distribuidas en la dirección circunferencial o de desarrollo del casquete, mientras que N_z corresponde al número de filas de texturas en dirección axial o transversal. En todas las configuraciones se mantuvo

constante $N_\theta = 6$, mientras que N_z obtuvo valores entre 1, 6 y 10 texturas. Asimismo, la profundidad nominal se mantuvo constante en $D = 100\ \mu m$, y se evaluaron tres diámetros nominales de hoyuelo: 800, 1000 y 1200 μm.

3.2.1. Modelo CAD del casquete y definición geométrica base

El modelo CAD del casquete se construyó a partir de las dimensiones nominales requeridas para representar su superficie interna curva y permitir la ubicación controlada de las microtexturas. La geometría base incorporó un radio interno de $18\ mm$, un espesor nominal de $1{,}25\ mm$, una dimensión axial de $18{,}85\ mm$ y una dimensión nominal de $38{,}5\ mm$ asociada a la geometría general representada en el plano de diseño. Estas dimensiones fueron utilizadas para construir el modelo virtual empleado en la distribución de los hoyuelos y en la definición de las trayectorias de fabricación.

Es importante aclarar que las dimensiones presentadas en esta sección corresponden al modelo nominal de diseño CAD. Las dimensiones medidas experimentalmente en los casquetes comerciales, bielas y muñón del cigüeñal fueron presentadas previamente en la Sección 3.1.1 y constituyen la referencia metrológica real de los componentes utilizados en el montaje experimental. En la Ilustración 31 se presenta el Modelo CAD del casquete comercial seleccionado para texturizar.

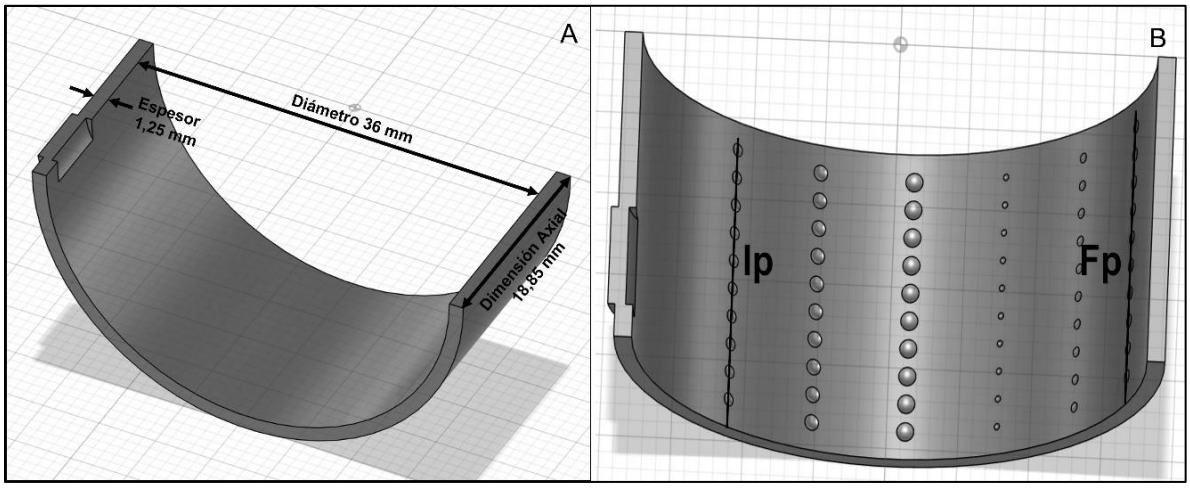


Ilustración 31 Modelo CAD del casquete comercial y dimensiones nominales empleadas para el diseño de microtexturas. Elaboración propia

El modelo tridimensional permitió visualizar la superficie funcional del casquete y delimitar la región destinada al texturizado parcial. Esta región fue seleccionada de acuerdo con los parámetros geométricos definidos en la metodología, incluyendo el punto inicial de texturizado I_p, el punto final F_p, el número de texturas en dirección circunferencial N_θ y el número de texturas en dirección axial N_z.

3.2.2. Definición de la geometría de los hoyuelos

Las microtexturas se definieron con geometría circular en planta y perfil esférico o curvo en sección transversal. Esta geometría se seleccionó por su facilidad de parametrización, su compatibilidad con el proceso CNC mediante herramienta de punta de bola y su posibilidad de ser reproducida mediante texturización láser. Cada hoyuelo se diseñó con una profundidad nominal constante de $100\,\mu m$. Los tres niveles de diámetro definidos para las microtexturas fueron $800\,\mu m$, $1000\,\mu m$ y $1200\,\mu m$, como se mencionó previamente. Dentro de cada configuración, todos los hoyuelos conservaron el mismo diámetro; la variación de tamaño se realizó únicamente entre casquetes diferentes, de acuerdo con la matriz experimental.

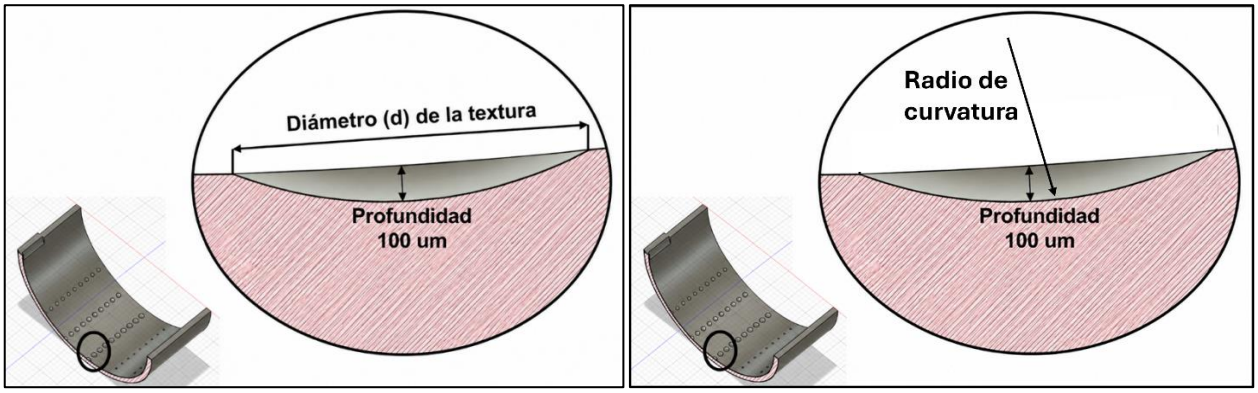


Ilustración 32 Definición geométrica CAD del perfil de microtextura circular con profundidad nominal de 100 µm. Elaboración propia

El radio de curvatura del perfil esférico queda determinado por el diámetro y la profundidad mediante

$$R = \frac{a^2 + h^2}{2h}$$ Ecuación 36

con a = d/2, y adopta valores de 850 µm, 1300 µm y 1850 µm para los diámetros nominales de 800, 1000 y 1200 µm, respectivamente, a profundidad nominal de 100 µm. Los parámetros geométricos que permanecieron constantes y los que fueron modificados dentro de la matriz experimental se presentan en la Tabla 11.

3.3. Configuraciones geométricas de microtextura

A partir de los parámetros definidos, se generaron tres distribuciones principales de textura: 6×1, 6×6 y 6×10. En esta nomenclatura, el primer valor representa el número fijo de texturas en dirección circunferencial, $N_\theta = 6$, mientras que el segundo valor representa la variación del número de filas en dirección axial, N_z.

Parámetro	Símbolo	Valor o nivel	Condición
Forma de textura	—	Circular-esférica	Fija
Diámetro de textura (um)	(d)	800	Variable
		1000	
		1200	
Radio de textura (um)	(A)	400	Variable
		500	
		600	
Radio de Curvatura (um)	R	800	850
		1000	1300
		1200	1850
Profundidad nominal (um)	(D)	100	Fija
Texturas en dirección circunferencial	(Nθ)	6	Fija
Texturas en dirección axial	(Nz)	1	Variable
		6	
		10	
Inicio de zona texturizada	(Ip)	120°	Fija
Final de zona texturizada	(Fp)	267.6°	Fija

Tabla 11 Parámetros geométricos generales del diseño de microtexturas. elaboración propia.

La configuración 6×1 corresponde a una única fila axial de seis texturas; la configuración 6×6 corresponde a seis filas axiales y un total de 36 hoyuelos; finalmente, la configuración 6×10 incorpora diez filas axiales y un total de 60 microtexturas. Estas configuraciones permitieron variar la densidad de textura sin modificar la profundidad ni la cantidad de hoyuelos en dirección circunferencial. En la Ilustración 33 se presenta el esquemático de las texturas diseñadas con variación en la densidad de texturas en la dirección axial. La distribución axial se definió de manera simétrica para mantener una ubicación controlada de las texturas dentro de la región seleccionada. En la configuración 6×10 se estableció una separación nominal de $1{,}71\ mm$ entre filas; para la configuración 6×6 se definió una separación de $2{,}69\ mm$; y para la configuración 6×1 se ubicó la única fila de microtexturas en una posición central respecto a la zona texturizada, con una distancia nominal de $9{,}43\ mm$ respecto a la referencia geométrica indicada en el plano CAD.

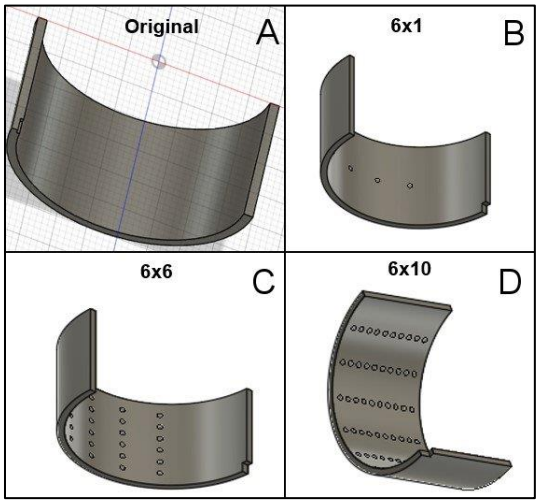
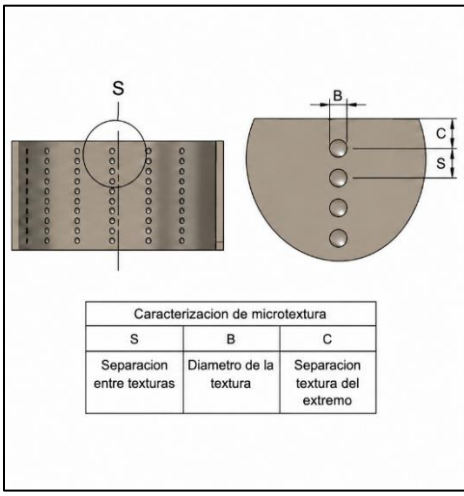


Ilustración 33 Configuraciones CAD de microtexturas con variación de densidad axial: B) 6×1, C) 6×6 y D) 6×10.



Caracterizacion de microtextura		
S	B	C
Separacion entre texturas	Diametro de la textura	Separacion textura del extremo

Configuracion casquete (todo en mm)				
Diametro textura	Textura a lo ancho	Textura a lo largo	Separacion textura del extremo	Profundidad textura
1	1	6	9.43	0.1
0.8				
1.2				

Configuracion casquete (todo en mm)				
Diametro textura	Textura a lo ancho	Textura a lo largo	Separacion texturas	Profundidad textura
1	6	6	2.69	0.1
0.8				
1.2				

Configuracion casquete (todo en mm)				
Diametro textura	texturas a lo ancho	texturas o lo largo	Separacion texturas	Profundidad textura
1	10	6	1.71	0.1
0.8				
1.2				

Ilustración 34 Distribución de las configuraciones CAD. Elaboración propia.

La combinación entre los tres niveles de diámetro y los tres niveles de N_z generó nueve configuraciones geométricas nominales. Estas configuraciones fueron posteriormente aplicadas mediante los dos procesos de manufactura evaluados, CNC y láser, dando lugar a 18 tratamientos texturizados dentro del diseño factorial $3^2 \times 2$. El casquete no texturizado se mantuvo como condición de referencia externa para comparar el efecto de la microtexturización.

Es importante aclarar que esta sección presenta únicamente el diseño CAD y la definición geométrica CAM de las texturas. Los parámetros de fabricación, tales como velocidad de husillo, avance, estrategia de festoneado, refrigeración, potencia láser, tiempo de exposición y condiciones de spot, se presentan en la Sección 3.4, correspondiente a la fabricación de microtexturas por CNC y láser, y los parámetros de mecanizado CNC se consignan además en la Tabla 3 de la Metodología.

En conjunto, el diseño CAD permitió establecer una matriz geométrica trazable y común para ambas tecnologías de fabricación. La combinación de tres diámetros, tres niveles de densidad axial y una profundidad constante permitió generar configuraciones comparables entre sí, manteniendo controlados los parámetros geométricos que no hicieron parte del diseño factorial.

3.4. Fabricación de microtexturas por CNC y láser

Una vez definida la matriz geométrica de microtexturas en el entorno CAD, se procedió a fabricar los patrones sobre la superficie interna de los casquetes mediante mecanizado CNC y texturización láser. En esta sección se presentan los resultados de fabricación obtenidos para cada tecnología, incluyendo las configuraciones producidas, los parámetros finales aplicados, la condición visual de las muestras y la trazabilidad de los casquetes fabricados antes de su caracterización topográfica y posterior evaluación en el bancomotor.

Para ambas tecnologías se utilizó la misma referencia geométrica nominal presentadas en la sección anterior, por lo tanto, las diferencias identificadas posteriormente entre las texturas fabricadas por CNC y láser se asociaron a la respuesta propia de cada proceso de manufactura y no a modificaciones intencionales del diseño geométrico.

3.4.1. Resultados de fabricación mediante mecanizado CNC

La fabricación mediante mecanizado CNC permitió generar las configuraciones de microtextura definidas en el modelo CAD sobre la superficie interna curva de los casquetes. Las muestras fueron mecanizadas en el centro Haas UMC-750 mediante el montaje de sujeción adaptado al componente, el cual permitió conservar la posición del casquete durante la ejecución de las trayectorias programadas. Durante la fabricación se utilizó una fresa de punta de bola de radio 0,5 mm y se aplicó una inclinación de 5° respecto a la dirección de entrada de la herramienta. Esta condición se mantuvo durante la ejecución de las trayectorias para evitar que el contacto de corte ocurriera en el centro geométrico de la herramienta, donde la velocidad de corte es nula. De esta manera, las cavidades fueron generadas mediante una zona activa de la fresa, favoreciendo la remoción efectiva de material y la conformación del perfil curvo definido en el diseño CAD.

Los resultados en la cantidad de texturas seleccionadas y fabricadas según los parámetros finales aplicados durante el proceso CNC se consolidan en la Tabla 12. Estos valores corresponden a los parámetros seleccionados después del procedimiento iterativo de ajuste preliminar realizado sobre muestras de prueba, hasta obtener condiciones compatibles con la geometría requerida y con la integridad superficial del casquete. Como resultado, se obtuvieron casquetes con patrones de hoyuelos distribuidos de acuerdo con las configuraciones 6×1, 6×6 y 6×10. En la Ilustración 35 se presentan las imágenes de los casquetes microtexturizados por medio de CNC.

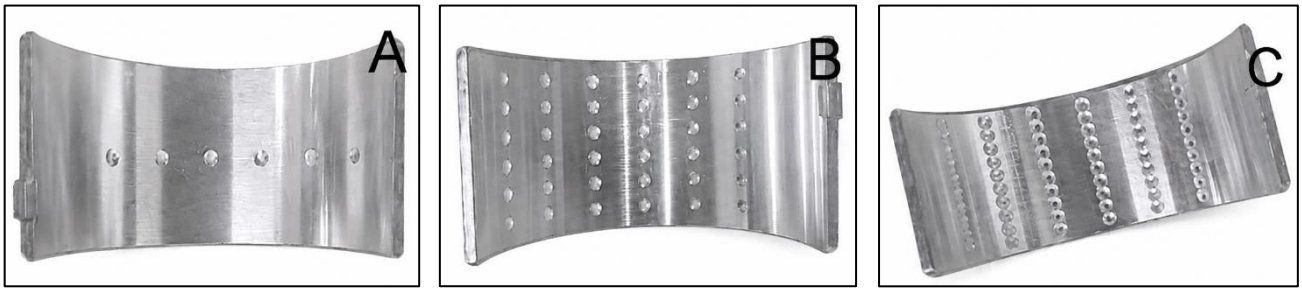


Ilustración 35 Casquetes con microtexturas fabricadas mediante CNC para las configuraciones A) 6x1, B) 6x6 y C) 6x10. Elaboración propia.

La inspección visual posterior al mecanizado permitió verificar las texturas en las posiciones previstas y confirmar que los patrones se encontraban ubicados dentro de la zona parcial texturizada definida en el diseño. La confirmación cuantitativa de diámetro, profundidad, perfil de cavidad y calidad superficial no se presenta en esta sección, sino en la Sección 3.5, donde se analizan las perfilometrías y las imágenes microscópicas de las texturas obtenidas.

3.4.2. Resultados de fabricación mediante texturización láser

La fabricación mediante láser permitió generar microtexturas sobre los casquetes utilizando la misma matriz geométrica nominal definida para el proceso CNC. El sistema láser TRUMPF TruDisk 6002, integrado al brazo robótico ABB, fue utilizado para

posicionar el haz sobre la superficie interna curva del casquete, mientras que el montaje móvil facilitó la orientación de la pieza durante la fabricación de cada patrón.

La definición de los parámetros de fabricación láser se realizó mediante un procedimiento iterativo de ajuste experimental preliminar. Se evaluaron combinaciones de potencia, tiempo de exposición y condición de spot hasta obtener cavidades visualmente compatibles con los diámetros nominales requeridos. Una vez definidas las condiciones de trabajo para cada diámetro, los parámetros correspondientes se mantuvieron constantes durante la fabricación de las configuraciones asociadas. La distancia entre el cabezal láser y la superficie del casquete se mantuvo en 16 mm. Adicionalmente, se aplicó un tiempo de espera de 60 s entre texturas consecutivas, con el fin de limitar la acumulación térmica durante la fabricación de los patrones.

Los casquetes procesados por láser presentaron patrones de microtexturas distribuidos conforme a las configuraciones diseñadas. La inspección visual permitió identificar los hoyuelos en la zona seleccionada de la superficie interna y verificar la conservación del patrón general de distribución establecido en el diseño CAD.

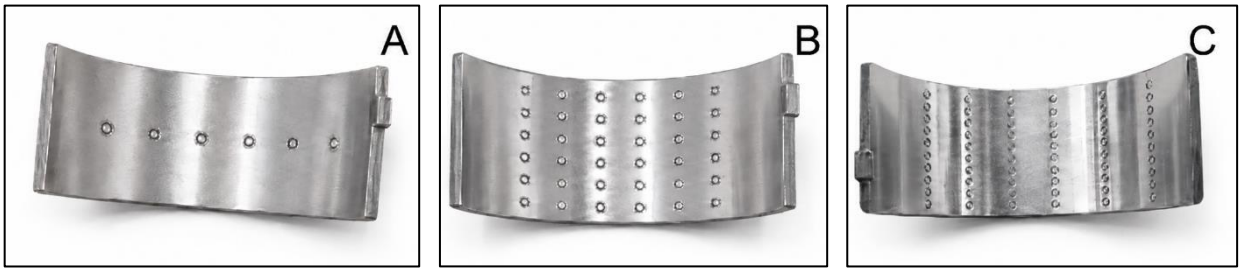


Ilustración 36 Casquetes con microtexturas fabricadas mediante Laser para las configuraciones A) 6x1, B) 6x6 y C) 6x10. Elaboración propia.

Los resultados dimensionales de las texturas obtenidas por láser, así como el análisis de profundidad, diámetro efectivo, perfiles de cavidad y condición topográfica, se presentan en la Sección 3.5. Esta separación es importante porque evita confundir la evidencia de fabricación con la validación metrológica de la textura obtenida.

Finalmente, los resultados de fabricación permitieron obtener casquetes con patrones microtexturizados mediante CNC y láser, utilizando una geometría nominal común y manteniendo la trazabilidad entre cada muestra y su configuración de diseño. Esta etapa suministró las muestras necesarias para la caracterización geométrica y topográfica presentada en la Sección 3.5, donde se determinará qué tan cercana fue la textura real respecto al diseño nominal y cuáles fueron las diferencias entre ambos procesos de manufactura.

Tecnología	Casquetes fabricados	Casquetes aceptados	Casquetes descartados	Criterio principal de aceptación
CNC	16	9	7	Patrón visible y ubicación adecuada
Láser	12	9	3	Patrón visible y continuidad de texturas

Tabla 12 Resumen de fabricación y selección de muestras. Elaboración propia.

3.5. Caracterización geométrica y topográfica de las texturas fabricadas

A continuación, se presenta la verificación de la geometría real de las microtexturas fabricadas mediante CNC y láser antes de su evaluación en el bancomotor. El propósito es establecer qué tan cercana fue la textura obtenida respecto al diseño nominal definido en CAD, particularmente en términos de diámetro, profundidad, perfil transversal, regularidad del borde y condición general de la superficie intervenida.

La caracterización se realizó mediante imágenes de microscopía, secciones transversales de las texturas, perfilometrías e imágenes SEM. Estos resultados permiten diferenciar la geometría nominal diseñada de la textura realmente fabricada, aspecto indispensable para interpretar posteriormente las variaciones de torque, FMEP, masa y desgaste. En consecuencia, la comparación CNC - láser no se realizará únicamente a partir de las condiciones programadas, sino también de las características geométricas y topográficas realmente obtenidas sobre la superficie interna de los casquetes.

3.5.1. Verificación del diámetro y distribución de las microtexturas

Las imágenes de microscopía permitieron verificar la presencia, distribución y tamaño aparente de los hoyuelos fabricados sobre los casquetes. Para cada proceso se comparó el diámetro nominal de diseño (d) con el diámetro medido en las texturas obtenidas. Esta comparación permitió cuantificar la fidelidad dimensional de cada tecnología respecto al diseño CAD.

En la ilustración 37 y 38 se presentan micrografías para los tres diámetros de texturizados tanto para el proceso de manufactura CNC como para el proceso de Laser, respectivamente. En la Tabla 13 se presenta la verificación dimensional para los dos métodos de fabricación. Las micrografías correspondientes a las texturas fabricadas mediante CNC permiten verificar la formación de cavidades circulares sobre la superficie interna del casquete. En las tres configuraciones se observa una delimitación visible del perímetro de las texturas y una geometría general compatible con el diseño de hoyuelos circulares. En el interior de las cavidades se aprecian marcas concéntricas asociadas a la trayectoria de mecanizado de la herramienta de punta de bola, particularmente visibles en las configuraciones de 1000 y 1200 μm. Asimismo, sobre la superficie circundante se identifican marcas longitudinales previas o asociadas al acabado superficial del casquete, las cuales deben considerarse como parte de la condición topográfica real de las muestras antes del ensayo. Las imágenes obtenidas mediante CNC son consistentes con los resultados dimensionales reportados en la Tabla 13, dado que evidencian cavidades individualizadas y distribuidas de acuerdo con la geometría nominal seleccionada. No obstante, la evaluación detallada de profundidad, perfil transversal y acabado del borde se presenta posteriormente mediante perfilometría y microscopía de mayor resolución.

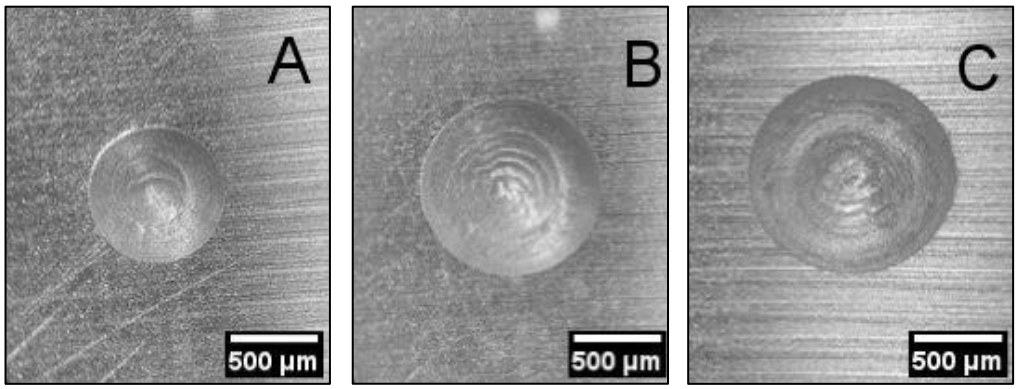


Ilustración 37 Micrografías de microtexturas circulares fabricadas mediante CNC para diámetros nominales de A) 800 μm, B) 1000 μm, C) 1200 μm.

Las micrografías de las texturas obtenidas mediante láser confirman la presencia de los hoyuelos y permiten observar una morfología superficial diferente respecto a las texturas fabricadas por CNC. En las tres configuraciones se aprecia un contorno circular definido; sin embargo, alrededor de las cavidades se observa una región periférica de contraste más marcado. Esta variación visual es más evidente en la textura correspondiente al diámetro nominal de 1200 μm, donde el borde presenta una zona anular más amplia y una transición menos uniforme con respecto a la superficie circundante.

La comparación visual entre la Ilustración 37 y la Ilustración 38 permite identificar que las texturas fabricadas mediante CNC presentan una superficie interna con marcas concéntricas asociadas al mecanizado, mientras que las texturas producidas por láser presentan una modificación más marcada del relieve en la zona periférica de la cavidad. Estas observaciones se describen únicamente como diferencias morfológicas visibles; la identificación de posibles cambios de altura, irregularidad del borde, acumulación de material o modificación topográfica se sustentará posteriormente con los resultados de perfilometría y microscopía electrónica de barrido.

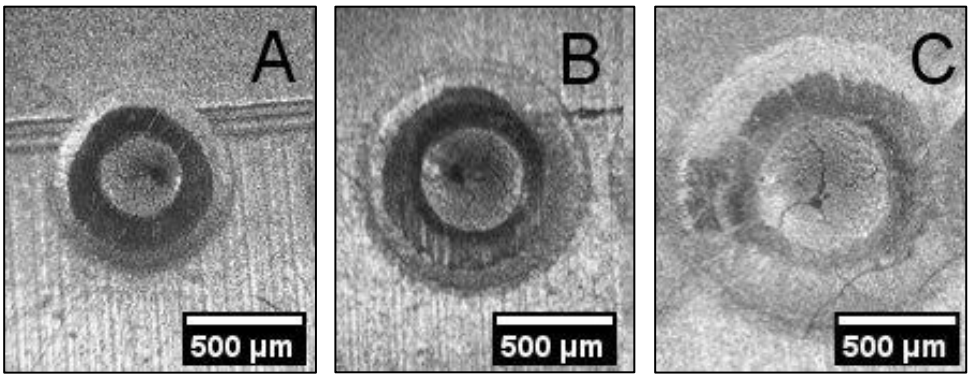


Ilustración 38 Micrografías de microtexturas circulares fabricadas mediante laser para diámetros nominales de A) 800 µm, B) 1000 µm, C) 1200 µm.

Los resultados de la Tabla 13 evidencian que las microtexturas obtenidas mediante ambos procesos presentaron diámetros cercanos a los valores nominales establecidos en el diseño. En general, los errores dimensionales absolutos se mantuvieron por debajo del 8%, lo cual confirma que tanto el mecanizado CNC como la texturización láser permitieron fabricar cavidades dentro de un rango dimensional compatible con las configuraciones definidas para el diseño experimental. Para las texturas fabricadas mediante CNC, los diámetros promedio obtenidos fueron de $791{,}186\ \mu m$, $1024{,}463\ \mu m$ y $1183{,}725\ \mu m$ para los diámetros nominales de 800, 1000 y 1200 μm, respectivamente. En la configuración de 800 μm, el diámetro promedio fue inferior al valor nominal en $8{,}814\ \mu m$, correspondiente a un error absoluto de 1,1 %. Para la configuración de 1000 μm, se obtuvo un diámetro superior al nominal en $24{,}463\ \mu m$, equivalente a un error de 2,4 %. Finalmente, la textura nominal de 1200 μm presentó un diámetro promedio de $1183{,}725\ \mu m$, es decir, una diferencia de $-16{,}275\ \mu m$ respecto al diseño y un error de 1,4 %.

Proceso	**ID muestra**	**Diámetro nominal (μm)**	**Diámetro promedio (μm)**	**Desviación estándar (μm)**	**Error dimensional (%)**
CNC	0.8	800	791,186	1,7	1,1
CNC	1,0	1000	1024,463	11,4	2,4
CNC	1,2	1200	1183,725	18,4	1,4
Láser	0,8	800	795,675	3,6	0,5

Láser	1,0	1000	1035,738	6,4	3,6
Láser	1,2	1200	1286,144	13,8	7,2

Tabla 13 Verificación dimensional de diámetros de microtexturas fabricadas. Elaboración propia

En términos de fidelidad dimensional, las texturas obtenidas por CNC presentaron errores absolutos entre 1,1 % y 2,4 %, con un error promedio simple de 1,63 % para los tres diámetros evaluados. La desviación estándar aumentó al incrementar el diámetro nominal, pasando de $1{,}7\ \mu m$ para la configuración de 800 μm, a $11{,}4\ \mu m$ y $18{,}4\ \mu m$ para las configuraciones de 1000 y 1200 μm, respectivamente. Esta tendencia indica que la dispersión entre mediciones fue mayor para los hoyuelos de diámetro superior, aunque los valores promedio permanecieron cercanos a las dimensiones nominales.

Para las texturas fabricadas mediante láser, los diámetros promedio medidos fueron de $795{,}675\ \mu m$, $1035{,}738\ \mu m$ y $1286{,}144\ \mu m$. La configuración nominal de 800 μm presentó una diferencia de $-4{,}325\ \mu m$, equivalente a un error absoluto de 0,5 %, siendo la condición con mayor proximidad dimensional al valor de diseño entre todas las configuraciones evaluadas. Para el diámetro nominal de 1000 μm, se obtuvo una diferencia positiva de $35{,}738\ \mu m$, correspondiente a un error de 3,6 %. La mayor desviación se presentó en la configuración láser de 1200 μm, cuyo diámetro promedio alcanzó $1286{,}144\ \mu m$, es decir, $86{,}144\ \mu m$ por encima del valor nominal y un error dimensional de 7,2 %.

En términos generales, las texturas fabricadas por láser presentaron errores dimensionales absolutos entre 0,5 % y 7,2 %, con un error promedio simple de 3,77 %. Aunque el láser produjo el diámetro más cercano al valor nominal para la configuración de 800 μm, la desviación respecto al diseño aumentó con el incremento del diámetro objetivo, especialmente para el nivel de 1200 μm. La desviación estándar reportada para las texturas láser fue de $3{,}6\ \mu m$, $6{,}4\ \mu m$ y $13{,}8\ \mu m$ para los diámetros nominales de 800, 1000 y 1200 μm, respectivamente.

La comparación entre tecnologías muestra que no existe una condición única en la que un proceso presente menor dispersión para todos los diámetros. Para la configuración de 800 μm, el CNC presentó menor desviación estándar, mientras que para las

configuraciones de 1000 y 1200 μm, las texturas láser presentaron menor dispersión entre mediciones. Sin embargo, al comparar la proximidad del diámetro promedio respecto al valor nominal, el CNC mostró una mayor fidelidad dimensional global para los niveles de 1000 y 1200 μm, mientras que el láser presentó el mejor ajuste para el diámetro de 800 μm como se observa y describe en la Ilustración 37. En síntesis, la verificación dimensional y las micrografías confirmaron la fabricación de microtexturas circulares en los tres niveles de diámetro definidos para ambas tecnologías. Los resultados muestran que la fidelidad dimensional depende del diámetro nominal y del proceso de manufactura empleado: el láser presentó el menor error para el diámetro de 800 μm, mientras que el CNC mostró una mayor proximidad global al diseño para los diámetros de 1000 y 1200 μm. Estos resultados constituyen la base para la caracterización posterior de profundidad, perfil transversal, topografía y condición superficial de las cavidades fabricadas.

3.5.2. Perfil transversal y profundidad de las microtexturas

La caracterización del perfil transversal permitió verificar la profundidad real de las microtexturas fabricadas mediante CNC y láser, tomando como referencia la profundidad nominal de diseño de 100 µm. Para ello, se analizaron los perfiles de altura obtenidos mediante perfilometría y se complementó la observación con micrografías de secciones transversales de las cavidades. La profundidad de cada microtextura se determinó como la diferencia vertical entre la superficie no texturizada adyacente y el punto de menor altura ubicado en el fondo de la cavidad. De esta forma, los perfiles permiten identificar tanto la profundidad efectiva como la regularidad de la transición entre la superficie original del casquete y el interior del hoyuelo.

En la Ilustración 39 se presentan la perfilometría para las texturas fabricadas con CNC. Estos perfiles mostraron cavidades cóncavas claramente definidas, con profundidades próximas al valor nominal de diseño. Para los diámetros nominales de 800, 1000 y 1200 μm, se identificaron tres cavidades consecutivas en cada perfil, permitiendo evaluar la repetibilidad de la profundidad dentro de una misma configuración.

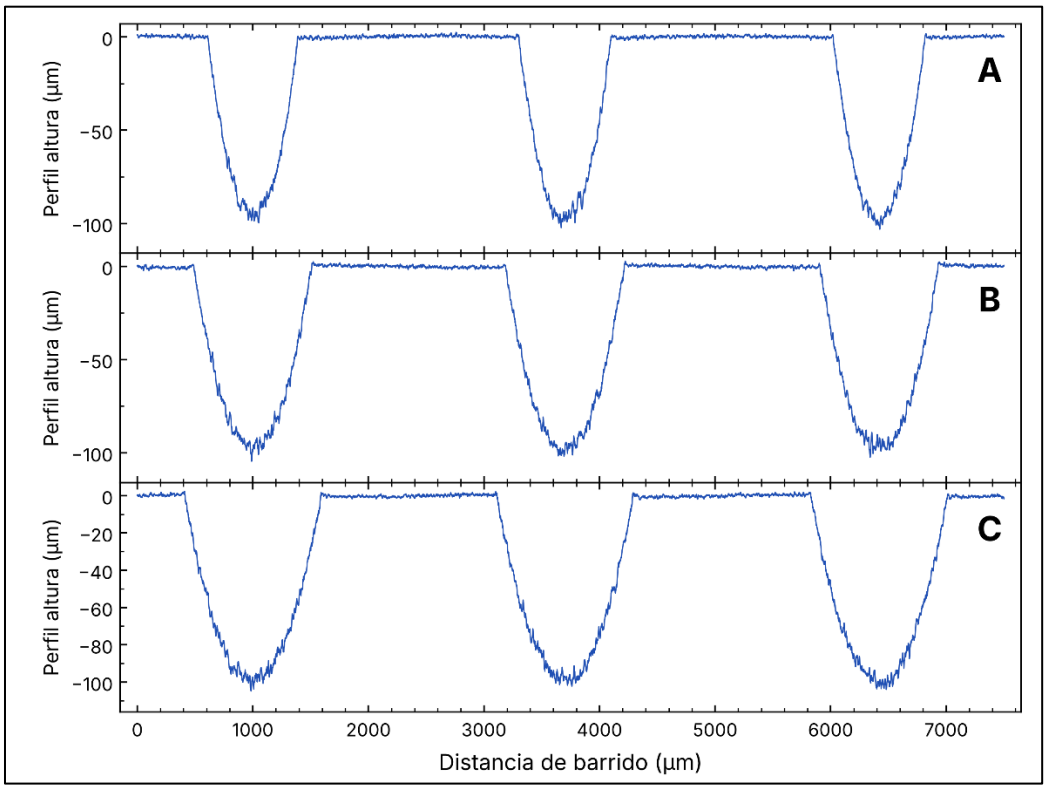


Ilustración 39 Reconstrucción perfiles transversales de microtexturas fabricadas mediante CNC para diámetros nominales de: A) 800 µm, B) 1000 µm y C) 1200 µm. Elaboración propia.

La Ilustración 39 evidencia que las cavidades fabricadas por CNC presentan un perfil curvo, compatible con la geometría esperada para una textura generada mediante fresa de punta de bola. En las tres configuraciones se observa que el ancho de la cavidad aumenta al incrementar el diámetro nominal, mientras que la profundidad se mantiene cercana a $100\ \mu m$.

En los fondos de algunas cavidades se observan pequeñas fluctuaciones de altura. Estas variaciones están relacionadas con las trayectorias de mecanizado y con la topografía inicial del casquete. Sin embargo, las cavidades conservan una forma general repetible y una transición progresiva entre la superficie no texturizada y el fondo del hoyuelo.

Las micrografías de sección transversal complementan los resultados obtenidos mediante perfilometría, permitiendo observar directamente la forma interna de las cavidades y la transición lateral entre el borde y el fondo de la textura. En la Ilustración 40 se aprecia una cavidad de perfil curvo, consistente con la geometría definida durante

la programación CAD/CAM. La línea de referencia incorporada sobre las micrografías permite identificar la diferencia vertical entre la superficie original y el fondo de la textura.

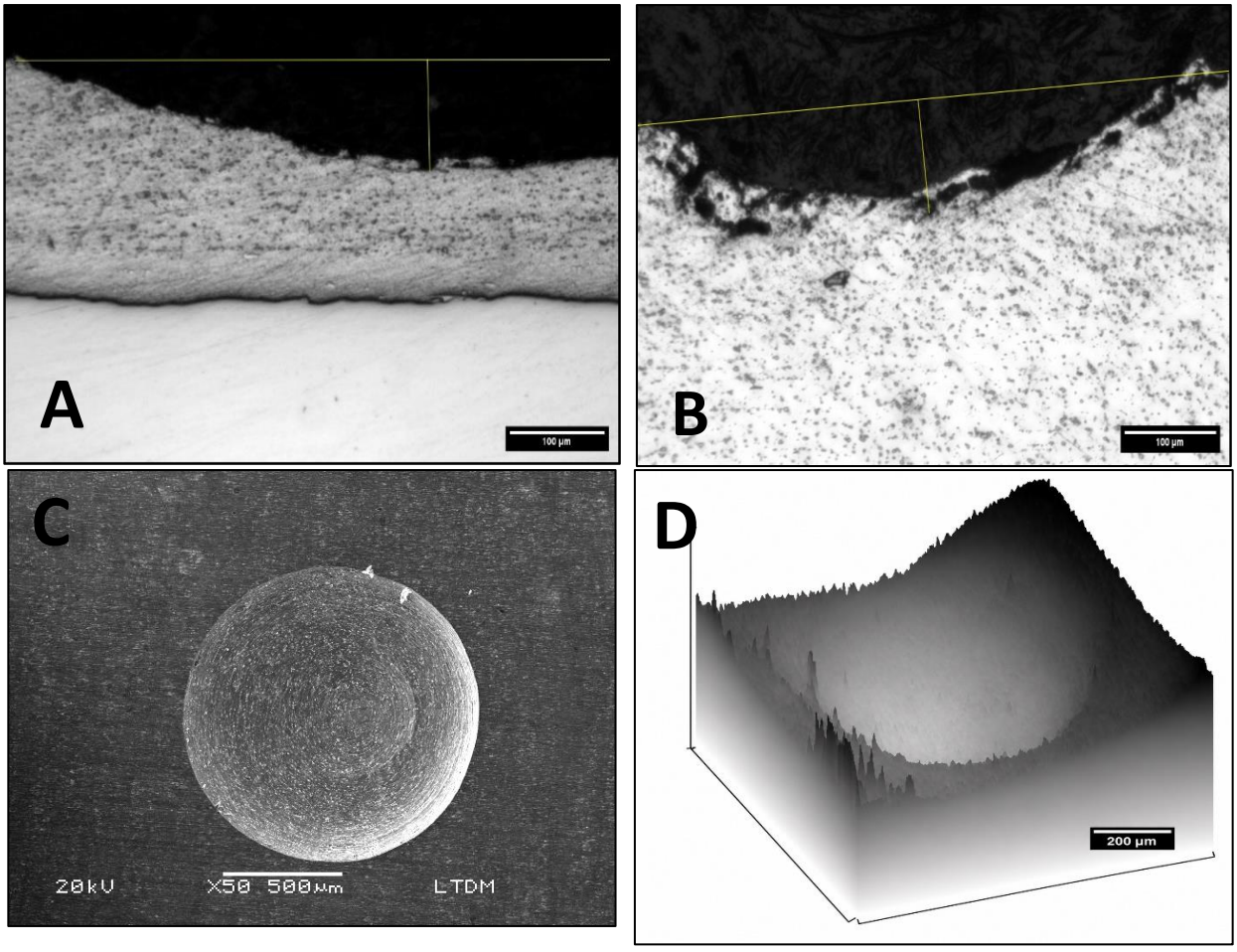


Ilustración 40 Secciones transversales de microtexturas fabricadas mediante CNC, A) perfil transversal de una cavidad representativa con diámetro nominal de 1200 um, B) detalle de la zona de borde y fondo de la microtextura y C) micrografía SEM en vista superficial de una microtextura representativa fabricada mediante CNC, con diámetro nominal 1200 um
Elaboración Propia.

En algunas zonas se observan variaciones locales de relieve o discontinuidades puntuales próximas al borde; estas observaciones deben describirse como irregularidades morfológicas locales y no atribuirse de forma concluyente a una causa específica sin evidencia complementaria. De forma complementaria, la micrografía SEM presentada en la Ilustración 40C permite verificar la geometría de la microtextura en vista superficial. La cavidad presenta una forma aproximadamente circular, con un perímetro

continuo y claramente diferenciable respecto a la superficie no texturizada circundante. El contraste observado en el borde corresponde a la variación topográfica entre la superficie original, la zona de transición y el interior de la cavidad. Asimismo, la continuidad del contorno indica que la trayectoria de mecanizado permitió reproducir la geometría circular prevista en el diseño CAD/CAM. Aunque se observan ligeras variaciones locales de contraste alrededor del perímetro, la imagen no evidencia una pérdida generalizada de la forma ni discontinuidades macroscópicas en el borde de la textura. Esta micrografía complementa los perfiles transversales de las Ilustración 40A e Ilustración 40B, al confirmar que la cavidad caracterizada en profundidad conserva también una geometría circular definida en planta.

Las microtexturas fabricadas mediante láser también presentaron cavidades cóncavas con profundidades cercanas a la condición nominal de $100\mu m$. Las perfilometrías obtenidas para los diámetros de 800, 1000 y 1200 μm mostraron depresiones claramente definidas respecto a la superficie de referencia, confirmando que el proceso láser permitió generar cavidades con una geometría funcionalmente comparable a la planteada en el diseño CAD.

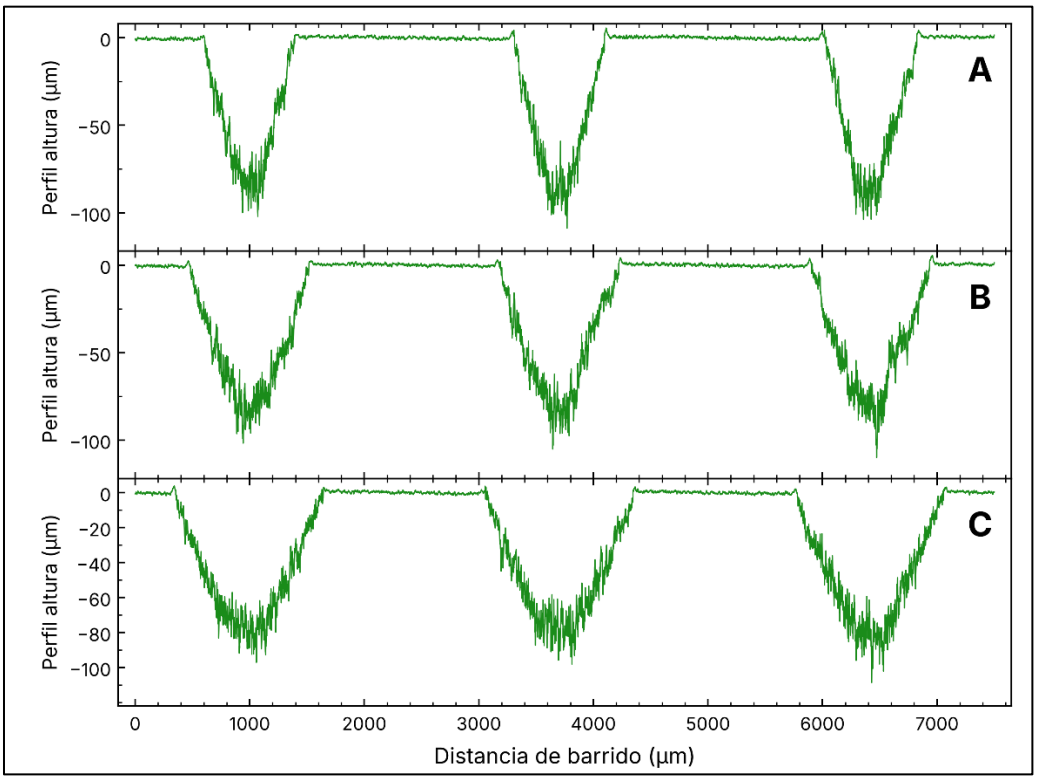


Ilustración 41 Reconstrucción Perfiles transversales de microtexturas fabricadas mediante laser para diámetros nominales de: A) 800 µm, B) 1000 µm y C) 1200 µm. Elaboración propia.

Igualmente, en la Ilustración 41 se observa que las cavidades generadas por láser presentan una profundidad del mismo orden de magnitud que la condición nominal de diseño. Asimismo, el ancho de los hoyuelos aumenta de forma consistente al pasar de las configuraciones de 800 a 1200 μm.

En algunas cavidades se identifican variaciones locales de relieve en el fondo y en la transición entre la superficie sin textura y el borde del hoyuelo. Estas diferencias visuales deben registrarse como características topográficas observadas, dado que en mayor proporción corresponden a material resolidificado, zona afectada térmicamente o acumulación de material, ya que estas hipótesis deben verificarse posteriormente. Es preciso señalar que la evidencia disponible no permite discriminar entre dichas hipótesis: las secciones transversales y las micrografías documentan la presencia de las discontinuidades y su localización, pero su atribución a material resolidificado, a zona afectada térmicamente o a acumulación de material exigiría análisis metalográfico de

sección transversal en la zona texturizada y determinación de microdureza local, procedimientos no ejecutados en esta investigación.

Las secciones transversales obtenidas mediante microscopía óptica permiten complementar la observación de los perfiles de altura y muestran la condición morfológica de la transición entre la cavidad láser y la superficie original del casquete. En la Ilustración 42A se observa una cavidad con perfil curvo y una profundidad compatible con la condición nominal y un acabado superficial continuo.

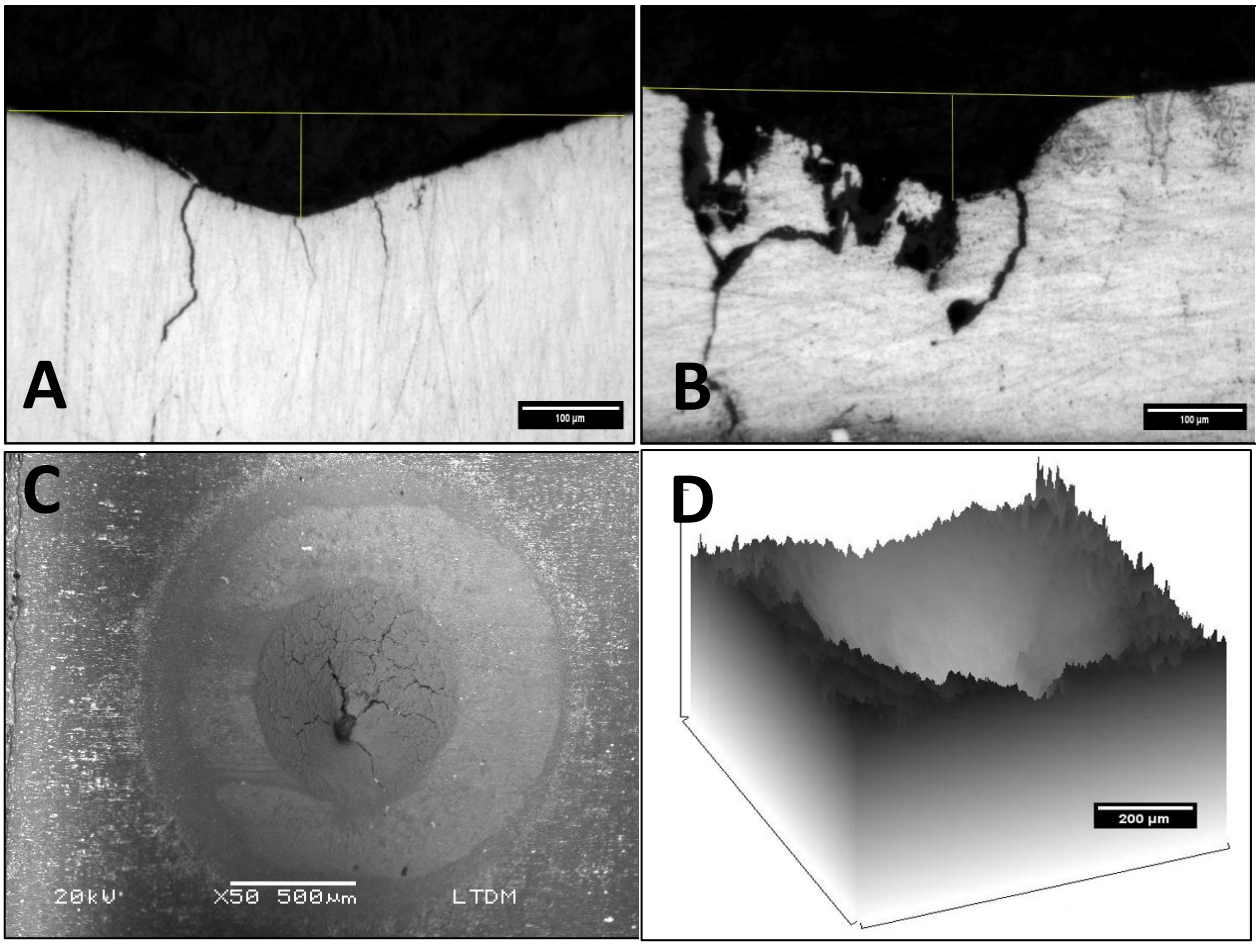


Ilustración 42 Secciones transversales y micrografia SEM de microtexturas fabricadas mediante láser, A) perfil trasversal de una cavidad representativa y B) detalle de la región de borde con variaciones locales de relieve y C) micrografía SEM en vista superficial de una microtextura láser de diámetro nominal de 800um. Elaboración Propia.

Por otra parte, en la Ilustración *42*B se aprecia una zona de borde con morfología visualmente menos uniforme y presencia de discontinuidades locales en la región

próxima a la cavidad. Estas características constituyen variaciones morfológicas locales en la región de borde y deben interpretarse juntamente con la micrografía SEM presentada en la Ilustración 42C. Las secciones transversales, por sí solas, no permiten atribuir dichas discontinuidades a una causa específica.

De forma complementaria, la micrografía SEM de la Ilustración 42C permite observar la microtextura fabricada mediante láser en vista superficial. La cavidad conserva una geometría aproximadamente circular y presenta una transición visible entre la superficie no texturizada, la zona anular periférica y la región central de la cavidad. En el interior se aprecia una morfología superficial heterogénea, caracterizada por una textura más irregular y por discontinuidades finas distribuidas localmente en la zona central. Estas características evidencian que la textura obtenida mediante láser no presenta una superficie completamente uniforme a escala microscópica. Sin embargo, la imagen SEM no permite establecer por sí sola si dichas discontinuidades corresponden a modificaciones superficiales asociadas al proceso de fabricación, a material redistribuido durante la texturización (esto es, material fundido y desplazado hacia la periferia de la cavidad por la presión de retroceso del vapor, que solidifica sin ser eyectado) o a variaciones locales de la topografía preexistente en la superficie comercial de suministro. La micrografía complementa los perfiles transversales de las Ilustración 42A e Ilustración 42B, al confirmar que la cavidad conserva una forma circular definida, pero presenta una condición superficial localmente más heterogénea que la observada en las microtexturas fabricadas mediante CNC.

Comparación cuantitativa de profundidad:

Proceso	**Diámetro nominal μm**	**Profundidad promedio μm**	**Desviación estándar μm**	**CV (%)**	**Error de profundidad (%)**	**Relación (h/d)**
CNC	800	101,7	2,9	2,8	1,7	0,128
CNC	1000	103,0	1,7	1,7	3,0	0,101
CNC	1200	103,7	3,1	2,9	3,7	0,088
Láser	800	105,0	4,0	3,8	5,0	0,132

Láser	1000	105,7	2,9	2,7	5,7	0,102
Láser	1200	101,3	4,0	4,0	1,3	0,079

Tabla 14 Verificación de profundidad de microtexturas fabricadas mediante CNC y láser. Elaboración Propia.

Los resultados de la Tabla 14 muestran que ambos procesos permitieron obtener microtexturas con profundidades próximas a la profundidad nominal de 100 µm. Para las texturas fabricadas mediante CNC, las profundidades promedio fueron de 101,7 µm,

ID muestra	Diámetro promedio (µm)	Profundidad promedio (µm)	Volumen teórico texturizado mm³			Volumen real texturizado mm³		
			6x1	6x6	6x10	6x1	6x6	6x10
0.8	791,186	101,7	0,153	0,923	1,539	0,153	0,919	1,533
1	1024,463	103	0,238	1,432	2,387	0,258	1,548	2,581
1,2	1183,725	103,7	0,342	2,054	3,424	0,345	2,075	3,458
0,8	795,675	105	0,153	0,923	1,539	0,160	0,961	1,602
1	1035,738	105,7	0,238	1,432	2,387	0,270	1,625	2,708
1,2	1286,144	101,3	0,342	2,054	3,424	0,398	2,388	3,980

103,0 µm y 103,7 µm para los diámetros nominales de 800, 1000 y 1200 µm, respectivamente. Los errores de profundidad se mantuvieron entre 1,7 % y 3,7 %, lo cual evidencia una adecuada correspondencia entre la profundidad diseñada y la profundidad obtenida.

La menor dispersión de profundidad para CNC se presentó en la configuración de 1000 µm, con una desviación estándar de 1,7 µm y un coeficiente de variación de 1,7 %. Las configuraciones de 800 y 1200 µm presentaron coeficientes de variación de 2,8 % y 2,9 %, respectivamente. En conjunto, las microtexturas CNC mostraron una repetibilidad adecuada entre las cavidades evaluadas para cada diámetro.

Para las texturas fabricadas mediante láser, las profundidades promedio fueron de 105,0 µm, 105,7 µm y 101,3 µm para los diámetros nominales de 800, 1000 y 1200 µm, respectivamente. Los errores de profundidad variaron entre 1,3 % y 5,7 %. La configuración de 1200 µm presentó la mayor proximidad al valor nominal, mientras que la configuración de 1000 µm mostró el mayor error de profundidad dentro de las condiciones evaluadas por láser.

Tabla 15 Volumen real promedio texturizado en casquetes según la configuración. Elaboración propia

La Tabla 15 muestra el cálculo promedio del volumen removido mediante las texturas para cada configuración y tipo de proceso de manufactura observándose que la muestra láser de diámetro nominal 1200 µm presenta un volumen real notablemente superior al teórico: para 60 texturas pasa de 3,424336 a 3,980863 mm³. Esto ocurre principalmente porque el diámetro promedio medido aumenta de 1200 a 1286,144 µm.

Finalmente, al comparar ambos procesos, se observa que el CNC presentó una menor variación global respecto a la profundidad nominal para las tres configuraciones evaluadas. Los coeficientes de variación de las texturas CNC se ubicaron entre 1,7 % y 2,9 %, mientras que para láser variaron entre 2,7 % y 4,0 %. No obstante, ambas tecnologías alcanzaron profundidades compatibles con el diseño definido en CAD.

La relación entre profundidad y diámetro, expresada mediante h/d, disminuyó al incrementar el diámetro nominal de la textura. Para CNC, esta relación varió desde 0,128 para el diámetro de 800 µm hasta 0,088 para el diámetro de 1200 µm. De manera equivalente, para láser se obtuvieron valores entre 0,132 y 0,079. Esta tendencia indica que las texturas de menor diámetro presentan cavidades proporcionalmente más profundas, mientras que las texturas de mayor diámetro presentan perfiles relativamente más abiertos.

Esta tendencia merece una precisión metodológica de alcance mayor. Al haberse fijado la profundidad nominal en 100 µm, la relación de aspecto queda determinada de manera funcional por el diámetro mediante h/d = 100/d, y no constituye por tanto una variable independiente de diseño. Desde la perspectiva del diseño de experimentos, ello implica una la posibilidad de confundir completamente entre el efecto del diámetro nominal y el de la relación de aspecto, al que se suman la fracción de área texturizada y el volumen de cavidad, magnitudes que covarían de forma determinista con el diámetro conforme se establece en la subsección 1.2.2. En consecuencia, el presente trabajo no permite evaluar la relación de aspecto de manera separada del diámetro, y toda atribución causal a una de ellas en particular excedería lo derivable de los datos. Esta restricción se declara

de manera formal en la subsección 3.8.1 y se referencia como una de las limitaciones del estudio tratadas en las Recomendaciones.

En síntesis, los perfiles transversales, las secciones microscópicas y los resultados de profundidad confirmaron que las microtexturas fabricadas mediante CNC y láser alcanzaron profundidades compatibles con la condición nominal de diseño. Las texturas CNC presentaron perfiles curvos definidos y menor dispersión en la profundidad medida. Las texturas láser alcanzaron igualmente la profundidad objetivo, aunque algunas secciones mostraron una mayor variación local en la zona de borde. Estas diferencias serán complementadas con las observaciones SEM y posteriormente se relacionarán con los resultados de torque, FMEP, variación de masa y desgaste post mortem.

3.6. Validación del banco experimental y condiciones de ensayo

La sección de validación responde directamente al tercer objetivo específico de la investigación, orientado al diseño de un esquema experimental para analizar el comportamiento tribológico de casquetes microtexturizados, incluyendo la adaptación y puesta a punto de un bancomotor con capacidad de controlar parámetros operativos relevantes y obtener datos confiables de manera sistemática. En este sentido, los resultados presentados no corresponden todavía a la comparación tribológica entre configuraciones de textura, sino a la validación funcional del sistema experimental que permitió realizar posteriormente dichos ensayos bajo condiciones controladas.

La puesta a punto se efectuó inicialmente con un casquete nuevo sin microtexturas, utilizado como condición de referencia. Esta decisión permitió verificar el funcionamiento mecánico e instrumental del banco sin incorporar, en esta primera etapa, las posibles variaciones generadas por la geometría o el proceso de fabricación de las texturas. La validación consideró la transmisión de movimiento, la adquisición de torque y presión, la verificación de la velocidad de giro, el control de la temperatura del lubricante y la integración de las señales mediante LabVIEW como lo describe la Ilustración 43. Es

importante diferenciar que esta etapa corresponde a una validación operativa del banco, no a una calibración metrológica de los sensores. La configuración de escalas, rangos de adquisición y señales digitales se realizó a partir de las fichas técnicas de los equipos disponibles.

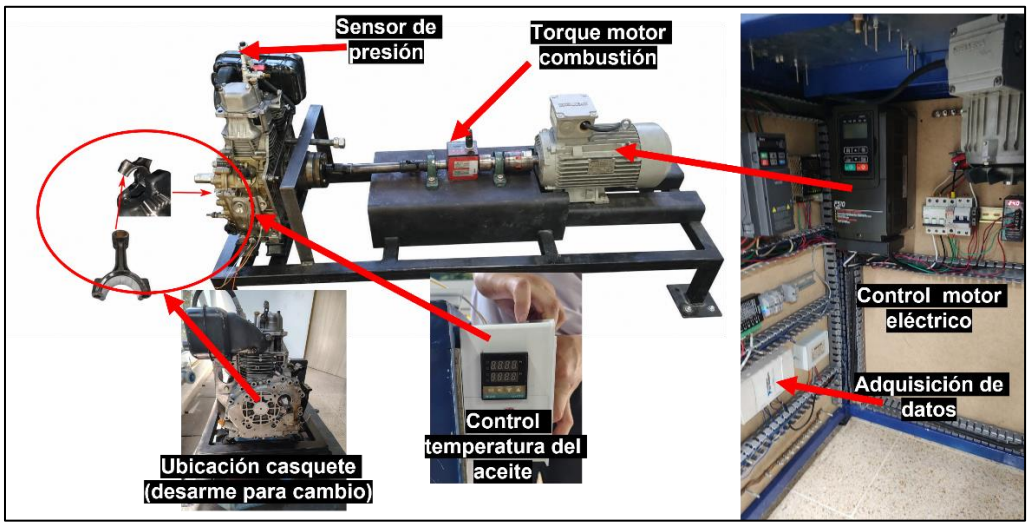


Ilustración 43 Configuración general del bancomotor utilizado para la evaluación experimental de casquetes microtexturizados. Elaboración propia.

3.6.1. Configuración y adaptación del esquema experimental

El bancomotor fue configurado para accionar externamente un motor diésel KAMA mediante un motor eléctrico Siemens. La transmisión de movimiento se realizó a través de un sistema de acople cardánico telescópico, dispuesto entre el motor eléctrico y el motor de combustión interna. Esta configuración permitió transmitir el giro al conjunto cigüeñal-biela-casquete y, al mismo tiempo, compensar pequeñas desalineaciones entre los ejes de transmisión. El sistema incorporó un transductor de torque instalado en la línea de transmisión, un sensor de presión ubicado en la recámara del motor, un sistema de control de temperatura del lubricante y una unidad de adquisición de datos conectada al software LabVIEW. La disposición de estos elementos permitió registrar las variables necesarias para el análisis posterior del comportamiento tribológico y energético del conjunto.

Para dicho montaje se empleó un motor empleado. Se trata de un motor diésel estacionario monocilíndrico de la marca KAMA, de inyección directa y refrigerado por aire, de uso corriente en aplicaciones de generación y bombeo, cuyo volumen desplazado es de 296 cm³ conforme se consigna en el Marco Teórico. El modelo corresponde a la serie KM178F, identificación consistente con la referencia del casquete comercial KM178F-04005 empleado en este trabajo. Sus especificaciones son: diámetro de cilindro 78 mm, carrera 62 mm, volumen desplazado 296 cm³, relación de compresión 20:1, refrigeración por aire forzado, inyección directa y régimen nominal comprendido entre 3000 y 3600 rpm. Es importante anotar que los ensayos se ejecutaron a 1800 rpm, por debajo del régimen nominal, en condición motorizada y sin combustión. La selección de este motor obedece a que su conjunto biela-cigüeñal admite el montaje de casquetes comerciales intervenidos y a que su tamaño permite el accionamiento externo mediante el motor eléctrico disponible.

La Ilustración 43 muestra la configuración obtenida, mediante la cual se logró disponer de un banco capaz de controlar la velocidad de giro mediante el variador de frecuencia, controlar la temperatura del lubricante mediante el sistema de calentamiento y ventilación externa, y registrar variables asociadas a torque, presión, rpm y temperatura. Aunque durante la puesta a punto experimental se definieron condiciones constantes de operación para garantizar comparabilidad entre casquetes, la arquitectura del banco permitió ajustar estos parámetros cuando fue necesario durante la puesta a punto y el establecimiento del protocolo de ensayo.

3.6.2. Resultados de validación del sistema experimental y control de condiciones de ensayo

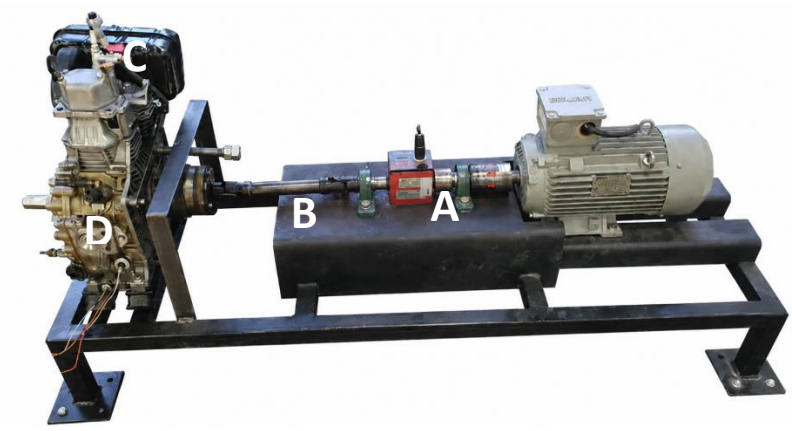
La validación del sistema experimental se realizó mediante una prueba de puesta a punto utilizando un casquete nuevo sin microtexturas. Esta condición se seleccionó como referencia inicial para verificar el comportamiento integrado del bancomotor antes de ejecutar los ensayos comparativos con casquetes texturizados por CNC y láser. El

propósito de esta prueba fue comprobar que el sistema permitiera transmitir el movimiento de manera estable, registrar las señales de interés y mantener las condiciones de operación definidas para la evaluación tribológica posterior.

Durante la prueba se verificó la continuidad de la transmisión entre el motor eléctrico, el acople cardánico telescópico, el transductor de torque y el motor diésel KAMA. Tal cual se muestra en la Ilustración 44, la disposición mecánica permitió accionar el conjunto cigüeñal-biela-casquete sin interferencias visibles durante la operación, conservando el montaje del casquete de referencia en la posición funcional correspondiente dentro del motor.

La velocidad de giro fue programada mediante el variador de frecuencia y se verificó mediante un tacómetro analógico como referencia independiente. La condición nominal definida para los ensayos fue de 1800 rpm. De manera complementaria, la velocidad disponible en el sistema de control fue registrada mediante LabVIEW, permitiendo comparar la velocidad programada, la velocidad medida manualmente y la velocidad adquirida digitalmente.

La selección de esta velocidad responde a tres criterios. En primer lugar, 1800 rpm corresponde a una condición de operación representativa del régimen de trabajo de este tipo de motor estacionario. En segundo lugar, a dicha velocidad la velocidad relativa entre el muñón y el casquete resulta suficiente para favorecer la formación de una película lubricante con contribución hidrodinámica predominante, condición necesaria para que el efecto de la microtextura sea evaluable. En tercer lugar, es una velocidad sostenible de manera estable por el conjunto motor eléctrico–variador–acople durante la totalidad de la corrida, lo cual garantiza la comparabilidad entre configuraciones. Debe señalarse que se trata de una única condición de velocidad: el comportamiento de las texturas fuera de ella no fue evaluado, conforme se declara en las Limitaciones del estudio.



Ítem	Función
A	Transductor de torque
B	Sistema de acople y transmisión mecánica
C	Sensor adquisición de datos de presión
D	Ubicación casquete de biela y Sistema de calentamiento y control temperatura del lubricante

Ilustración 44 Sistema de transmisión mecánica empleado durante la validación del bancomotor: motor eléctrico Siemens, transductor de torque y acople cardánico telescópico.

La validación de la velocidad es relevante porque esta variable influye directamente sobre la velocidad superficial del muñón, la generación de película lubricante, el torque requerido para hacer girar el conjunto y las pérdidas energéticas calculadas posteriormente. Por tanto, la estabilidad de rpm constituye una condición necesaria para que las diferencias observadas entre casquetes puedan atribuirse principalmente al diseño de la textura y al proceso de fabricación, y no a variaciones en la velocidad de operación.

En la Ilustración 45 se muestran los valores obtenidos durante la puesta a punto del banco motor y la instrumentación del mismo. La adquisición en LabVIEW permitió visualizar y almacenar las variables necesarias para el análisis tribológico y energético posterior. La señal de torque permitió cuantificar la resistencia mecánica requerida para accionar el motor diésel sin combustión; la señal de presión permitió registrar el comportamiento de la recámara durante el ciclo de compresión; la velocidad de giro permitió verificar la estabilidad de la condición de operación; y la temperatura del lubricante permitió controlar el estado térmico del sistema.

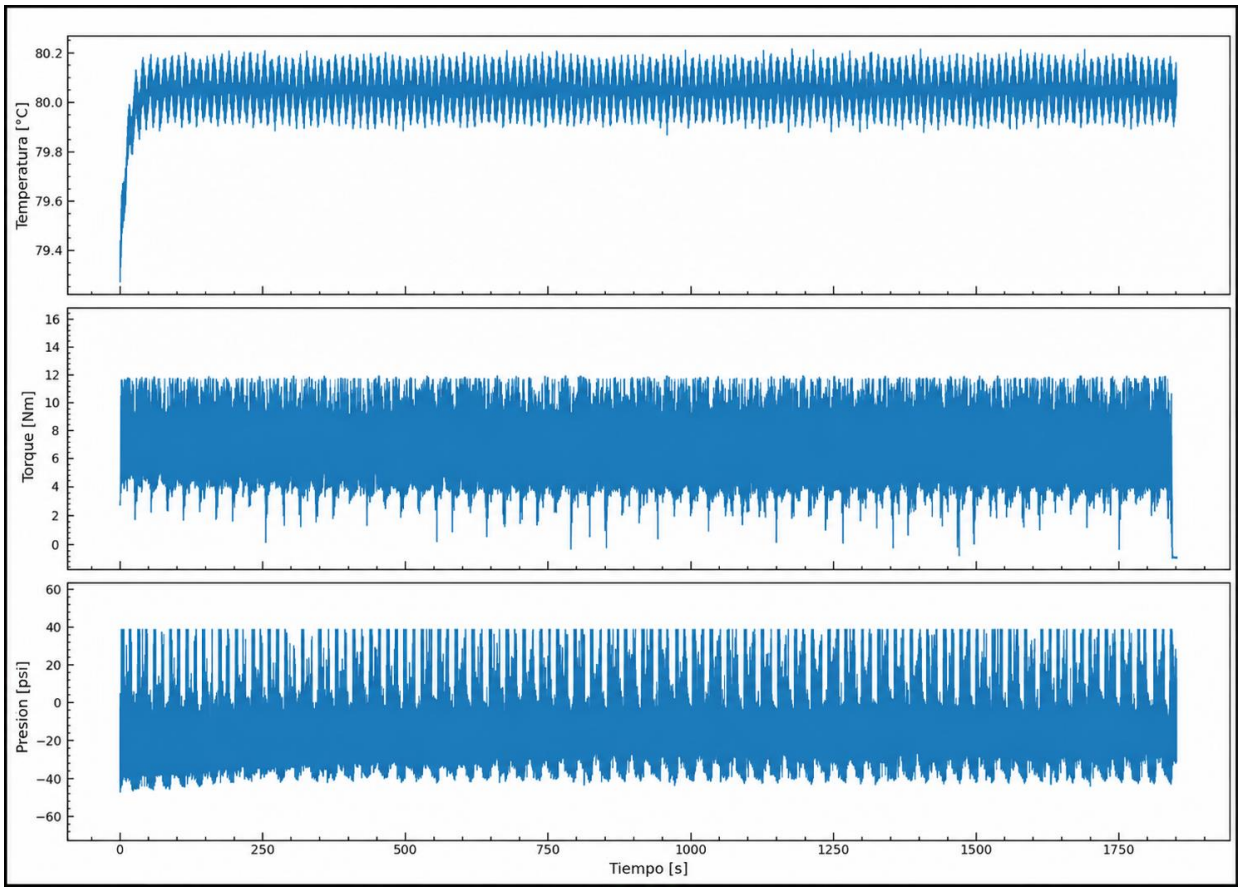


Ilustración 45 muestra de adquisición de datos LabVIEW temperatura, torque y presión. Elaboración propia

La prueba se inició una vez el lubricante alcanzó una temperatura de 80 °C. Durante la operación se verificó que la temperatura permaneciera dentro del intervalo establecido, evitando superar 90 °C. La aplicación de ventilación externa contribuyó a limitar el incremento térmico del motor durante la prueba. Asimismo, se mantuvo la válvula de presión cerrada durante la adquisición, con el fin de registrar la presión generada en la recámara bajo condiciones de operación, validando de esta manera la capacidad operativa del bancomotor permitiendo desarrollar los ensayos tribológicos posteriores. La prueba con un casquete nuevo sin textura confirmó la correcta integración de la transmisión mecánica, el transductor de torque, el sensor de presión, el control de temperatura, el variador de frecuencia y el sistema de adquisición en LabVIEW.

3.7. Resultados experimentales de torque, presión, potencia y FMEP

A continuación, se presentan los resultados experimentales obtenidos durante los ensayos realizados con el casquete liso y con las configuraciones microtexturizadas fabricadas mediante mecanizado CNC y texturización láser. La comparación considera tres distribuciones de microtexturas, correspondientes a 6×1, 6×6 y 6×10, donde el primer término representa el número fijo de texturas en dirección circunferencial ($N_\theta = 6$), mientras que el segundo término representa el número de filas de texturas en dirección axial (N_z). Para cada distribución se evaluaron diámetros nominales de 800, 1000 y 1200 μm.

El torque medido representa la resistencia mecánica total requerida para accionar el conjunto motor-biela-casquete bajo condición de motorización, mientras que la presión registrada corresponde a la presión de recámara asociada al ciclo de compresión del motor. Por tanto, la presión en recámara se emplea como una variable de control de la condición de ensayo, pero no debe interpretarse como la presión hidrodinámica desarrollada directamente en la película lubricante del casquete.

Las señales temporales muestran una etapa inicial de transición, asociada al arranque y estabilización del sistema, seguida por una región de comportamiento aproximadamente estacionario y, finalmente, una etapa de detención del motor. Para el cálculo de los indicadores promedio se excluyeron los intervalos de arranque, parada y cualquier pérdida puntual de señal que no corresponda a una condición física real del sistema. Esta depuración se realizó mediante un criterio uniforme para todas las configuraciones, sin reemplazar manualmente los datos originales.

Respecto de los registros temporales, deben precisarse dos aspectos de lectura. El primero es la presencia de caídas recurrentes del torque, con período aproximado de 25 segundos, desde el valor nominal de operación hasta valores del orden de 2 N·m que puede deberse al ciclo de estabilidad y regulación del accionamiento del sistema. Dichos

intervalos fueron excluidos de la ventana de análisis conforme al criterio de depuración establecido en la subsección 3.8.2, por no corresponder a una condición representativa de la operación estabilizada del sistema.

El segundo aspecto concierne a la comparabilidad visual entre las ilustraciones de esta sección. Los rangos verticales y la densidad aparente de puntos difieren entre figuras por efecto de la escala de los ejes y del intervalo temporal representado, y no por diferencias en la tasa de adquisición, que se mantuvo constante para la totalidad de las corridas.

3.7.1. Evolución temporal del torque y de la presión en recámara

La Ilustración 46 presenta la evolución temporal del torque y de la presión en recámara para la configuración 6×1, comparando el casquete liso con los casquetes microtexturizados mediante CNC y láser.

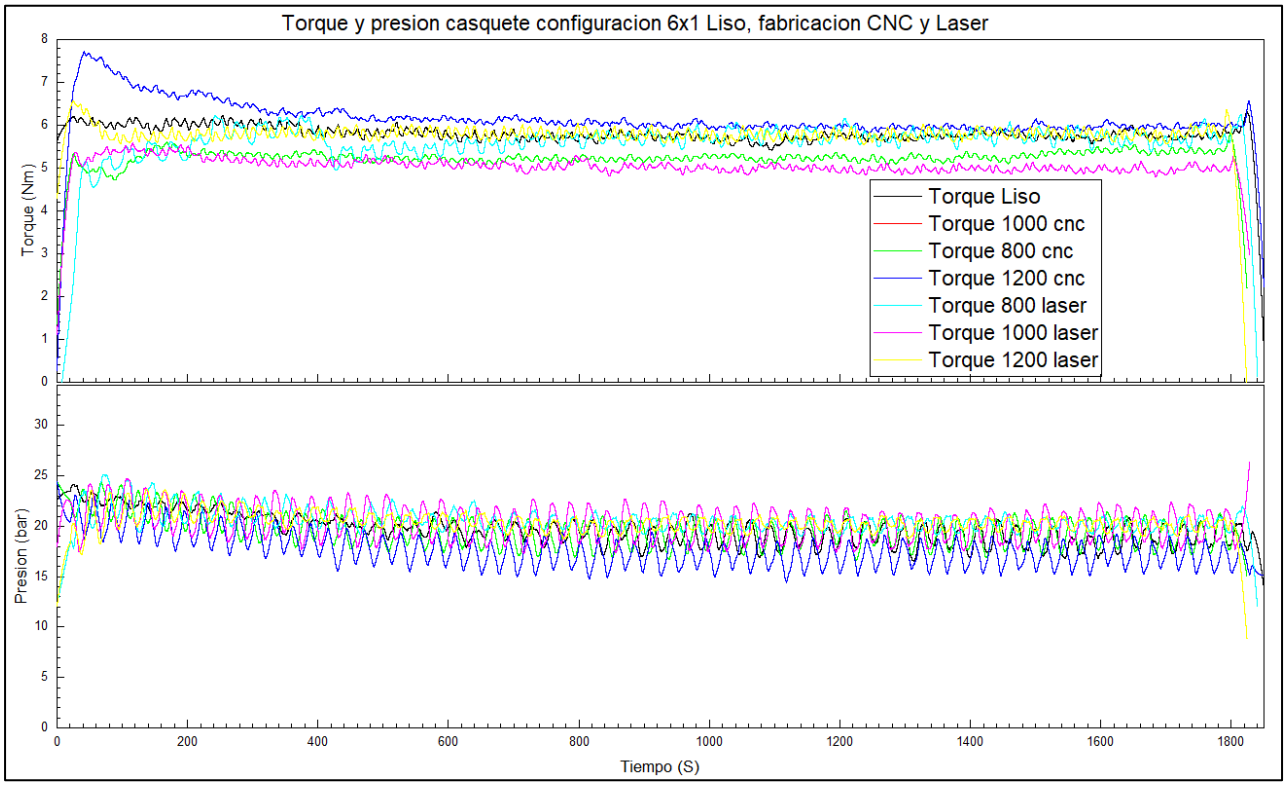


Ilustración 46 Evolución temporal del torque y de la presión en recámara para la configuración 6×1, comparando el casquete liso y los casquetes microtexturizados, fabricados mediante CNC y láser. Elaboración propia.

En la configuración 6×1, el menor torque promedio se obtuvo para las texturas de diámetro nominal de 1000 μm, tanto en la condición fabricada por CNC como en la fabricada por láser. En ambos casos se obtuvo un torque promedio de $5{,}01$ Nm, inferior al valor de $5{,}73$ Nm registrado para el casquete liso. Esta reducción corresponde aproximadamente a 12,6 % respecto a la condición de referencia.

Para el diámetro de 800 μm, la fabricación mediante CNC presentó un torque promedio de $5{,}22$ Nm, mientras que la condición láser registró $5{,}68$ Nm. En contraste, las configuraciones de 1200 μm no mostraron una respuesta favorable respecto al casquete liso. La muestra CNC presentó un torque promedio de $6{,}02$ Nm, equivalente a un incremento aproximado de 5,1 %, mientras que la muestra láser presentó un valor de $5{,}78$ Nm.

La presión media de la condición CNC 6×1, $d = 1000\ \mu m$, fue de $19{,}97$ bar, valor ligeramente superior al registrado para el casquete liso, correspondiente a $19{,}20$ bar. Por tanto, la reducción de torque observada para esta configuración no puede atribuirse simplemente a una menor presión media en recámara. Este resultado es consistente con una reducción de la resistencia al giro asociada al desempeño del régimen de lubricación del casquete, aunque la interpretación definitiva debe realizarse junto con los resultados de topografía, desgaste y análisis estadístico.

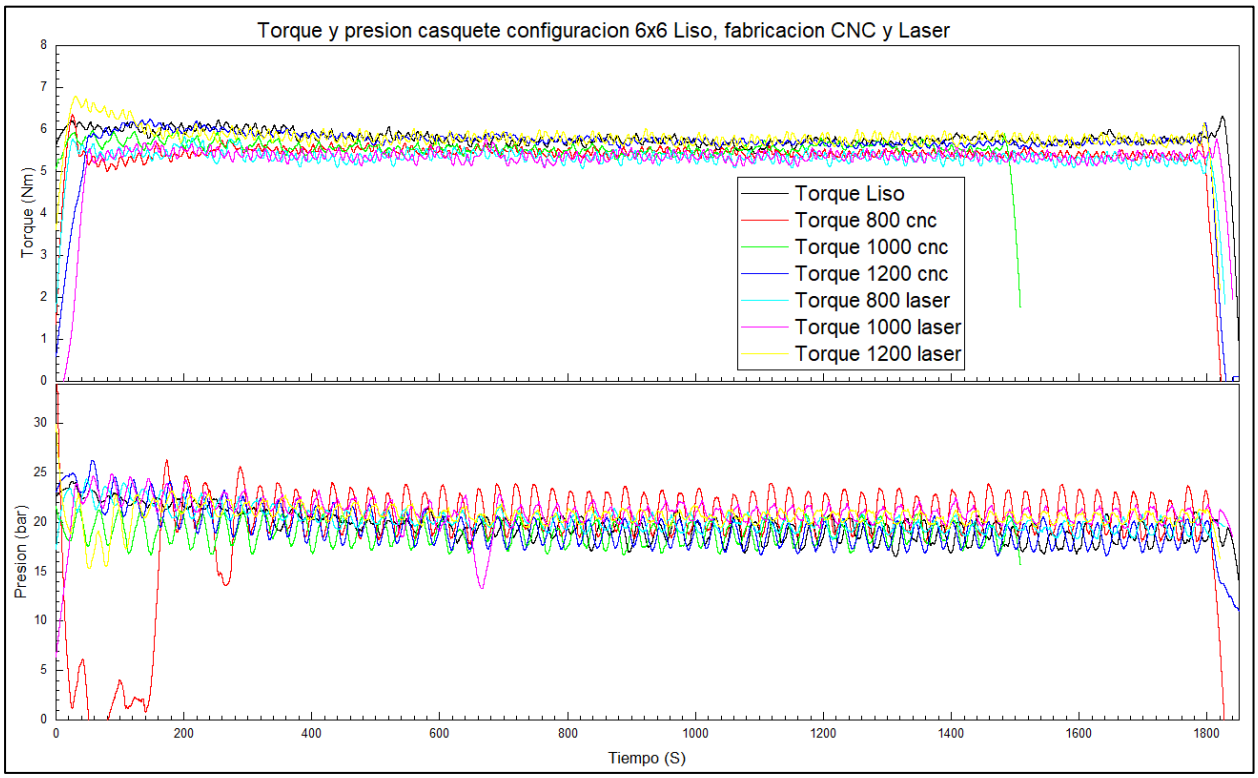


Ilustración 47 Evolución temporal del torque y de la presión en recámara para la configuración 6×6, comparando el casquete liso y los casquetes microtexturizados fabricados mediante CNC y láser. Elaboración propia.

En la configuración 6×6, las microtexturas fabricadas por láser con diámetros de 800 y 1000 μm presentaron una reducción de torque respecto al casquete liso. La Ilustración 47 presenta la respuesta temporal correspondiente a la configuración 6×6. Los valores promedio fueron de $5{,}34$ Nm y $5{,}36$ Nm, correspondientes a reducciones de 6,8 % y 6,5 %, respectivamente. Para las texturas fabricadas por CNC, los valores de torque se ubicaron entre $5{,}45$ Nm y $5{,}72$ Nm, mostrando una reducción más moderada frente a la condición lisa. La configuración láser 6×6, $d = 1000\ \mu m$, presentó una presión media de $20{,}65$ bar, superior a la condición lisa, y al mismo tiempo registró un torque promedio inferior. De manera similar, la condición CNC 6×6, $d = 800\ \mu m$, presentó una presión media de $20{,}97$ bar, pero un torque de $5{,}45$ Nm, inferior al del casquete liso. Estos resultados indican que las variaciones de torque no siguen una relación directa con el valor promedio de presión en recámara.

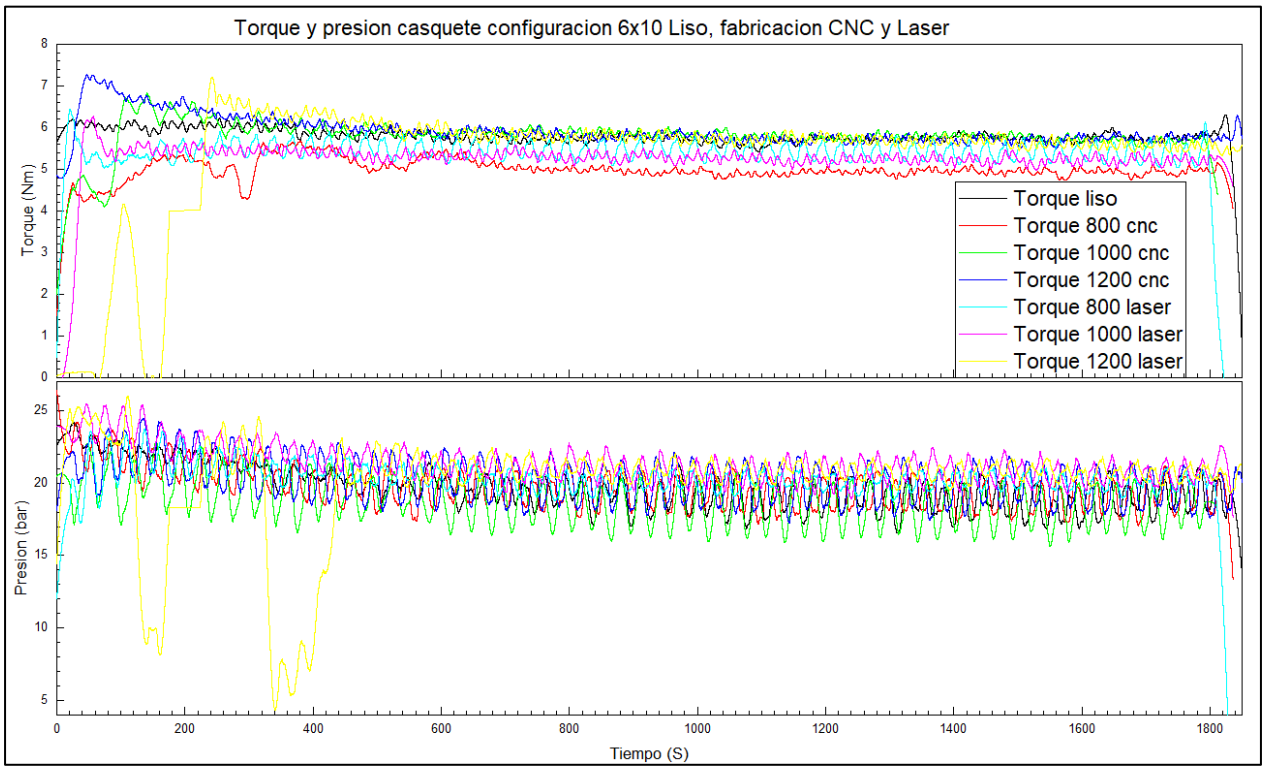


Ilustración 48 Evolución temporal del torque y de la presión en recámara para la configuración 6×10, comparando el casquete liso y los casquetes microtexturizados fabricados mediante CNC y láser. Elaboración propia.

La Ilustración 48 presenta los resultados para la configuración 6×10, correspondiente a la mayor cantidad de filas de texturas en dirección axial. Para la distribución 6×10, la condición CNC con diámetro de 800 μm presentó el menor torque promedio de toda la campaña experimental, con un valor de $5{,}00$ Nm. Esta condición representa una reducción aproximada de 12,7 % respecto al casquete liso. La presión promedio registrada fue de $19{,}32$ bar, muy próxima al valor de referencia de $19{,}20$ bar. Por tanto, esta configuración constituye uno de los resultados más consistentes de reducción de resistencia al giro bajo condiciones de presión media comparables.

En la misma Ilustración 48, la condición láser con diámetro nominal de 1200 μm presenta una disminución simultánea de torque y presión durante el intervalo inicial del ensayo, aproximadamente entre 100 y 400 s. La señal de presión en recámara desciende de valores cercanos a 20-25 bar hasta valores inferiores a 10 bar y, de forma coherente, el

torque requerido para mantener el giro también disminuye transitoriamente. Esta coincidencia indica que la reducción temporal de torque no debe atribuirse a un mejor comportamiento tribológico de la microtextura, ya que se presenta junto con una condición de compresión no comparable con el resto del registro. El comportamiento observado corresponde a un transitorio operacional o a una condición no estabilizada del sistema, cuya causa específica no puede establecerse únicamente a partir de las señales mostradas. Por esta razón, este intervalo no debe emplearse para interpretar el efecto tribológico de la configuración láser $6 \times 10,\ d = 1200$ 800 μm. Después de la recuperación de la presión, la señal de torque de la condición láser 6×10, $d = 1200 \mu$m, se estabiliza alrededor de valores cercanos a los demás tratamientos. Por tanto, su respuesta debe analizarse a partir del intervalo estabilizado y no mediante los valores transitorios observados durante la caída de presión.

En las texturas CNC de 1000 y 1200 μm, el torque promedio aumentó a $5{,}84$ Nm y $5{,}79$ Nm, respectivamente, superando el valor del casquete liso. En el caso de las texturas láser, la condición $6 \times 10,\ d = 1000\,\mu m$, presentó un torque promedio de $5{,}27$ Nm, correspondiente a una reducción aproximada de 8,0 %, mientras que los diámetros de 800 y 1200 μm mostraron resultados menos favorables.

En conclusión, la Ilustración 46 y la Ilustración 48 evidencian que la respuesta tribológica no depende únicamente de incrementar el número de texturas o el diámetro de las cavidades. El efecto observado depende de la combinación entre distribución axial, diámetro nominal y proceso de fabricación.

3.7.2. Comparación de torque promedio y potencia de accionamiento

Los valores promedio de torque obtenidos para el casquete liso y para las configuraciones microtexturizadas fabricadas mediante CNC y láser se presentan en la Ilustración 49, en la cual se observa que el casquete liso presentó un torque promedio de $5{,}73 \pm 0{,}09$ Nm. Los valores obtenidos para los casquetes microtexturizados se ubicaron entre $5{,}00$ Nm y

$6{,}02$ Nm. La dispersión temporal del torque fue relativamente baja, con desviaciones estándar entre $0{,}06$ Nm y $0{,}19$ Nm, equivalentes a coeficientes de variación aproximados entre 1,1 % y 3,5 %. Esto evidencia una respuesta de torque relativamente estable durante la región estacionaria de los ensayos.

Las menores respuestas de torque fueron obtenidas para las configuraciones CNC $6 \times 10,\ d = 800\ \mu m,$ CNC $6 \times 1,\ d = 1000\ \mu m,$ y láser $6 \times 1,\ d = 1000\ \mu m.$ Por el contrario, la mayor resistencia al giro se registró para la condición CNC $6 \times 1,\ d = 1200\ \mu m$, con un torque promedio de $6{,}02$ Nm.

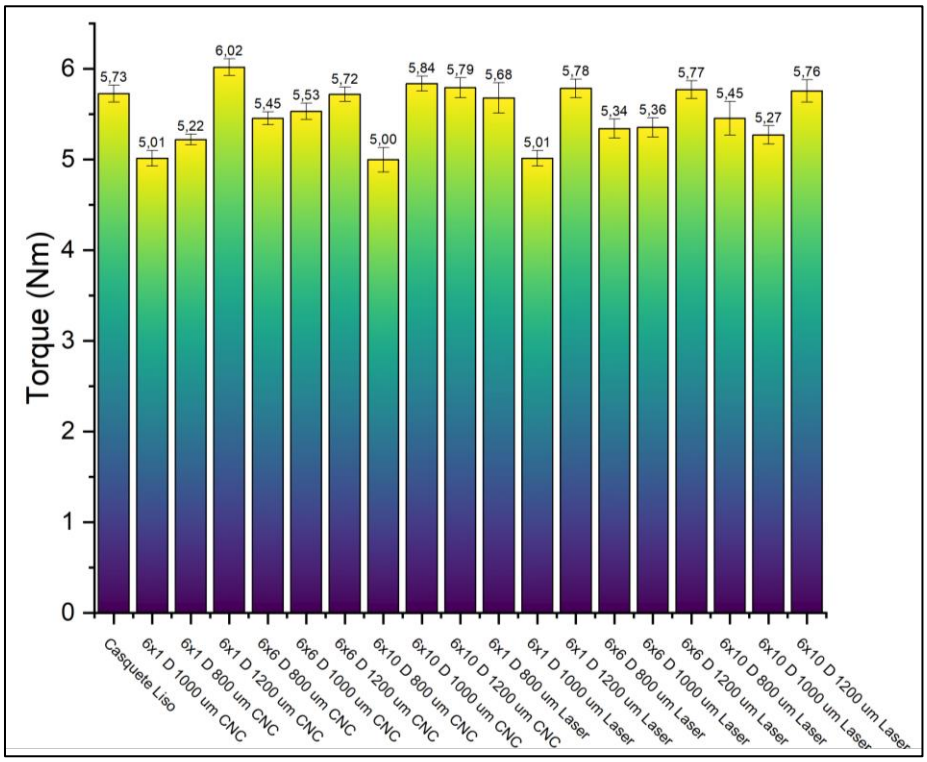


Ilustración 49 Torque promedio del casquete liso y de las configuraciones microtexturizadas fabricadas mediante CNC y láser. Las barras de error representan la desviación estándar de las señales procesadas. Elaboración propia.

En la Tabla 16 se presentan los resultados de torque promedio, la variación respecto al casquete liso y potencia mecánica de accionamiento, los valores de potencia se calcularon para una velocidad de 1800 rpm. Las variaciones negativas representan una reducción de torque respecto al casquete liso.

La potencia mecánica de accionamiento se calculó considerando las ecuaciones 3 y 4. Los resultados se presentan en la Tabla 16:

$P_{med} = T\omega$ Donde: $\omega = \frac{2\pi RPM}{60}$, para una velocidad de giro de 1800 rpm, obteniendo como resultado que $\omega = 188{,}50\,\frac{rad}{s}$

Por tanto: $P_{med} = 188.50T$, donde T se expresa en Nm y P_{med} se expresa en W.

Proceso	Configuración	Diámetro (μm)	Torque promedio (Nm)	Variación respecto al liso (%)	Potencia de accionamiento (W)
CNC	(6 x 10)	800	5,00 ± 0,14	−12,7	942
CNC	(6 x 1)	1000	5,01 ± 0,09	−12,6	944
Láser	(6 x 1)	1000	5,01 ± 0,09	−12,6	944
CNC	(6 x 1)	800	5,22 ± 0,06	−8,9	984
Láser	(6 x 10)	1000	5,27 ± 0,10	−8,0	993
Láser	(6 x 6)	800	5,34 ± 0,10	−6,8	1007
Láser	(6 x 6)	1000	5,36 ± 0,11	−6,5	1010
CNC	(6 x 6)	800	5,45 ± 0,07	−4,9	1027
Láser	(6 x 10)	800	5,45 ± 0,19	−4,9	1027
CNC	(6 x 6)	1000	5,53 ± 0,09	−3,5	1042
Láser	(6 x 1)	800	5,68 ± 0,17	−0,9	1071
CNC	(6 x 6)	1200	5,72 ± 0,08	−0,2	1078
Referencia	Liso	—	5,73 ± 0,09	0,0	1080
Láser	(6 x 10)	1200	5,76 ± 0,12	+0,5	1086
Láser	(6 x 6)	1200	5,77 ± 0,10	+0,7	1088
Láser	(6 x 1)	1200	5,78 ± 0,10	+0,9	1090
CNC	(6 x 10)	1200	5,79 ± 0,11	+1,0	1091
CNC	(6 x 10)	1000	5,84 ± 0,08	+1,9	1101
CNC	(6 x 1)	1200	6,02 ± 0,09	+5,1	1135

Tabla 16 Resultados de torque promedio, variación respecto al casquete liso y potencia mecánica de accionamiento. Elaboración propia.

Las magnitudes derivadas del torque promedio heredan su incertidumbre, por lo cual deben reportarse con la banda correspondiente. La potencia mecánica de accionamiento

se obtiene mediante: P = 188,50·T y la presión media efectiva resistente equivalente mediante la expresion: MEPres = 0,4245·T, de modo que sus incertidumbres resultan u(P) = 188,50·u(T) y u(MEPres) = 0,4245·u(T). Para la variación porcentual respecto de la condición lisa, definida como Δ% = 100·(T − T0) /T0, la propagación conduce a u(Δ%) = 100((u(T)/T0)² + (T·u(T0)/T0²)²)^(1/2), donde T0 y u(T0) corresponden al torque de la condición de referencia y a su incertidumbre. Los valores centrales se expresan redondeados a la posición de la incertidumbre correspondiente. La Tabla 17 presenta los resultados obtenidos para cada configuracion.

Proceso	**Config.**	**d (µm)**	**T (N·m)**	**P (W)**	**MEPres (bar)**	**Δ respecto al liso (%)**
CNC	6 × 10	800	5,00 ± 0,14	940 ± 26	2,12 ± 0,06	−12,7 ± 2,8
CNC	6 × 1	1000	5,01 ± 0,09	944 ± 17	2,13 ± 0,04	−12,6 ± 2,1
Láser	6 × 1	1000	5,01 ± 0,09	944 ± 17	2,13 ± 0,04	−12,6 ± 2,1
CNC	6 × 1	800	5,22 ± 0,06	984 ± 11	2,22 ± 0,03	−8,9 ± 1,8
Láser	6 × 10	1000	5,27 ± 0,10	993 ± 19	2,24 ± 0,04	−8,0 ± 2,3
Láser	6 × 6	800	5,34 ± 0,10	1007 ± 19	2,27 ± 0,04	−6,8 ± 2,3
Láser	6 × 6	1000	5,36 ± 0,11	1010 ± 21	2,28 ± 0,05	−6,5 ± 2,4
CNC	6 × 6	800	5,45 ± 0,07	1027 ± 13	2,31 ± 0,03	−4,9 ± 1,9
Láser	6 × 10	800	5,45 ± 0,19	1027 ± 36	2,31 ± 0,08	−4,9 ± 3,6
CNC	6 × 6	1000	5,53 ± 0,09	1042 ± 17	2,35 ± 0,04	−3,5 ± 2,2
Láser	6 × 1	800	5,68 ± 0,17	1071 ± 32	2,41 ± 0,07	−0,9 ± 3,4
CNC	6 × 6	1200	5,72 ± 0,08	1078 ± 15	2,43 ± 0,03	−0,2 ± 2,1
Referencia	Liso	—	5,73 ± 0,09	1080 ± 17	2,43 ± 0,04	0,0 (ref.)
Láser	6 × 10	1200	5,76 ± 0,12	1086 ± 23	2,45 ± 0,05	+0,5 ± 2,6
Láser	6 × 6	1200	5,77 ± 0,10	1088 ± 19	2,45 ± 0,04	+0,7 ± 2,4
Láser	6 × 1	1200	5,78 ± 0,10	1090 ± 19	2,45 ± 0,04	+0,9 ± 2,4
CNC	6 × 10	1200	5,79 ± 0,11	1091 ± 21	2,46 ± 0,05	+1,0 ± 2,5
CNC	6 × 10	1000	5,84 ± 0,08	1101 ± 15	2,48 ± 0,03	+1,9 ± 2,1
CNC	6 × 1	1200	6,02 ± 0,09	1135 ± 17	2,56 ± 0,04	+5,1 ± 2,3

Tabla 17 Torque promedio, potencia de accionamiento, MEPres y variación respecto de la condición lisa, con incertidumbre propagada. Elaboración propia

Conforme a estos valores, las reducciones de torque de las configuraciones CNC 6 × 10 con diámetro de 800 µm, CNC 6 × 1 y láser 6 × 1 con diámetro de 1000 µm, CNC 6 × 1 con diámetro de 800 µm, láser 6 × 10 con diámetro de 1000 µm y láser 6 × 6 con diámetros de 800 y 1000 µm presentan bandas de incertidumbre que no comprenden el cero y se interpretan, por tanto, como reducciones efectivas respecto de la condición de referencia. Las configuraciones situadas en el tramo intermedio y superior de la tabla presentan bandas que comprenden el cero, por lo cual sus diferencias respecto de la condición lisa no se interpretan como efectos y se reportan con carácter descriptivo. La configuración CNC 6 × 1 con diámetro de 1200 µm presenta un incremento de torque cuya banda no comprende el cero y se interpreta, en consecuencia, como un deterioro efectivo del desempeño.

Debe precisarse el alcance de esta incertidumbre. La banda consignada corresponde a la dispersión de la señal dentro de la ventana estable de una misma corrida experimental, conforme se declara en el pie de la Ilustración 49. No incorpora la variabilidad entre unidades experimentales, la cual no pudo estimarse por no disponerse de réplicas independientes, según se establece en la subsección 2.4.1. Los intervalos presentados constituyen, por tanto, una cota inferior de la incertidumbre total asociada a cada configuración, y su interpretación no sustituye la replicación experimental.

Por tanto, el casquete liso requirió una potencia de accionamiento aproximada de 1080 W. La condición CNC $6 \times 10,\ d = 800\,\mu m,$ requirió aproximadamente 942 W, equivalente a una reducción cercana a 138 W. De forma similar, las condiciones CNC y láser 6×1, $d = 1000\,\mu m$, requirieron aproximadamente 944 W.

En contraste, la condición CNC $6 \times 1,\ d = 1200\,\mu m,$ presentó una potencia de accionamiento cercana a 1135 W, aproximadamente 55 W superior a la condición lisa. Esto confirma que una textura de mayor diámetro no garantiza una reducción de la resistencia mecánica del sistema.

3.7.3. Comparación de presión media en recámara

La presión promedio registrada en recámara para todas las configuraciones evaluadas son presentadas en la Ilustración 50 donde se puede observar que la presión media registrada para el casquete liso fue de $19{,}20 \pm 1{,}02$ bar. Las configuraciones fabricadas por CNC presentaron valores entre $17{,}11$ bar y $20{,}97$ bar, mientras que las configuraciones fabricadas por láser se ubicaron entre $19{,}95$ bar y $20{,}92$ bar.

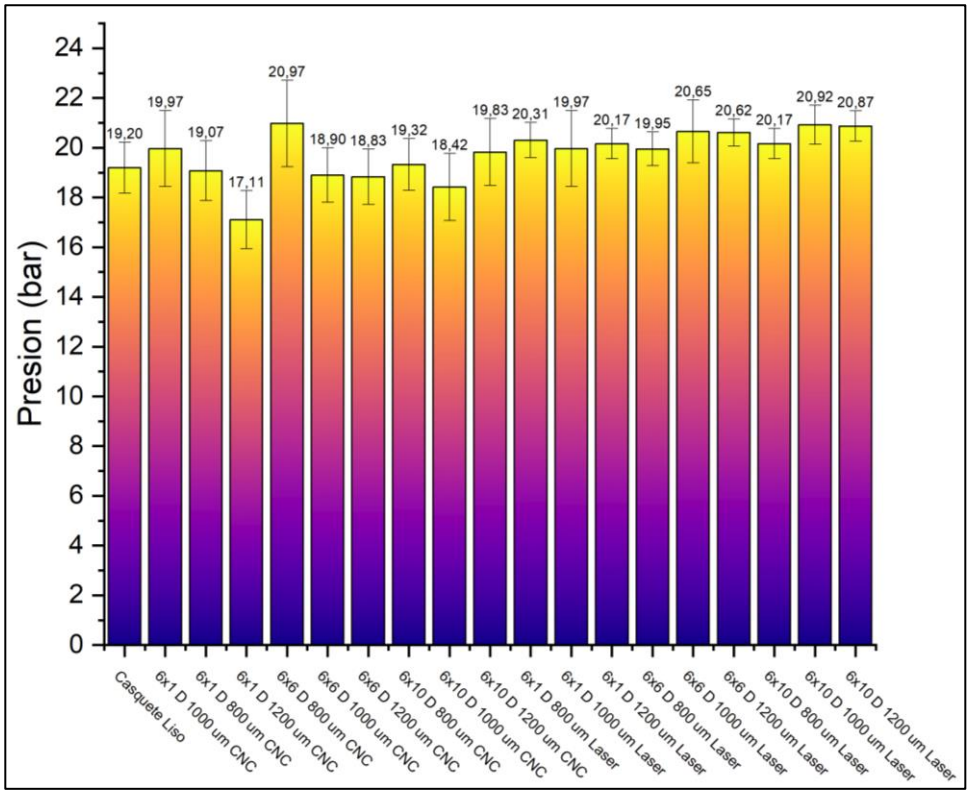


Ilustración 50 Presión media en recámara para el casquete liso y las configuraciones microtexturizadas fabricadas mediante CNC y láser. Las barras de error representan la desviación estándar temporal de la señal de presión. Elaboración propia

Las desviaciones estándar de presión fueron superiores a las observadas para el torque, con valores entre $0{,}55$ bar y $1{,}74$ bar. Este comportamiento es esperable, dado que la presión en recámara presenta una oscilación periódica asociada al ciclo de compresión del motor. Por esta razón, la desviación estándar de presión representa principalmente la variación temporal dentro de cada ensayo y no debe interpretarse directamente como falta de repetibilidad entre ensayos independientes.

En tanto y según los resultados de la Tabla 18 para la condición CNC 6×1, $d = 1200\ \mu m$, presentó la menor presión promedio, con $17{,}11$ bar, pero también registró el mayor torque promedio de experimentación. Esta combinación muestra que la presión media en recámara no explica por sí sola la respuesta del torque.

Por otra parte, la condición CNC 6×10, $d = 800\ \mu m$, registró un torque mínimo de $5{,}00$ Nmcon una presión media de $19{,}32$ bar, prácticamente equivalente a la condición lisa. Asimismo, las condiciones láser 6×6, con diámetros de 800 y 1000 μm, presentaron reducciones de torque aun cuando la presión media fue superior a la del casquete liso.

Estos resultados indican que la disminución de torque observada en determinadas configuraciones no puede atribuirse únicamente a diferencias de presión en la recámara. La comparación debe considerar el efecto combinado de la geometría de la textura, la distribución espacial de los hoyuelos y las diferencias inducidas por el proceso de fabricación.

Proceso	Configuración	Diámetro (μm)	Presión promedio (bar)	Variación respecto al liso (%)
CNC	(6 x 1)	1200	17,11 ± 1,17	−10,9
CNC	(6 x 10)	1000	18,42 ± 1,35	−4,1
CNC	(6 x 6)	1200	18,83 ± 1,11	−1,9
CNC	(6 x 6)	1000	18,90 ± 1,09	−1,6
CNC	(6 x 1)	800	19,07 ± 1,20	−0,7
Referencia	Liso	—	19,20 ± 1,02	0,0
CNC	(6 x 1)	1000	19,97 ± 1,53	+4,0
CNC	(6 x 6)	800	20,97 ± 1,74	+9,2
CNC	(6 x 10)	800	19,32 ± 1,04	+0,6
CNC	(6 x 10)	1200	19,83 ± 1,34	+3,3
Láser	(6 x 1)	800	20,31 ± 0,71	+5,8
Láser	(6 x 1)	1000	19,97 ± 1,53	+4,0
Láser	(6 x 1)	1200	20,17 ± 0,61	+5,1
Láser	(6 x 6)	800	19,95 ± 0,67	+3,9
Láser	(6 x 6)	1000	20,65 ± 1,27	+7,6
Láser	(6 x 6)	1200	20,62 ± 0,55	+7,4
Láser	(6 x 10)	800	20,17 ± 0,61	+5,1
Láser	(6 x 10)	1000	20,92 ± 0,78	+9,0

Láser	(6 x 10)	1200	20,87 ± 0,61	+8,7

Tabla 18 Resultados de presión media en recámara para las configuraciones evaluadas. Elaboración propia.

3.7.4. Potencia de accionamiento y alcance del cálculo de FMEP

A partir de los valores promedio de torque obtenidos durante los ensayos y considerando que la velocidad de giro se mantuvo constante en 1800 rpm, se calculó la potencia mecánica requerida para accionar el conjunto motor-biela-casquete. Este parámetro permite expresar en términos energéticos las variaciones de torque observadas entre el casquete liso y las diferentes configuraciones microtexturizadas, dicha potencia se determinó mediante la expresión: $P_{acc} = 188.50T$

Dado que todos los ensayos se realizaron a la misma velocidad, la potencia de accionamiento conserva exactamente la misma tendencia relativa observada en el torque. Sin embargo, su expresión en watts permite cuantificar la diferencia energética entre configuraciones y establecer el ahorro o incremento de potencia requerido para mantener el giro del motor.

Adicionalmente, se calculó una presión media efectiva resistente equivalente, denominada en esta investigación como MEP_{res}. Esta variable representa la presión media teórica que produciría una resistencia equivalente al torque medido en el eje, considerando el volumen desplazado del motor.

$$MEP_{res} = \frac{4\pi T}{V_d},$$

donde V_d corresponde al volumen desplazado del motor. Para el motor KAMA utilizado, con volumen desplazado de: $V_d = 296\ cm^3 = 296 \times 10^{-6} m^3$, por tanto, la ecuación puede expresarse de manera simplificada como:

$$MEP_{res} = 0{,}4245T$$

donde MEP_{res} se expresa en bar y T en Nm.

Es importante aclarar que esta variable no se denomina FMEP estrictamente, porque el torque medido durante el ensayo motorizado incorpora no solamente la fricción mecánica

interna, sino también contribuciones asociadas a compresión, bombeo, lubricación y demás resistencias internas del sistema. Para calcular una FMEP sería necesario disponer de una señal de presión sincronizada con el ángulo de cigüeñal, determinar el trabajo indicado mediante un diagrama presión-volumen y separar la potencia indicada de la potencia total medida. Por esta razón, los valores obtenidos se presentan como potencia de accionamiento y presión media efectiva resistente equivalente.

Proceso	**Configuración**	**Diámetro (μm)**	**Torque promedio (Nm)**	**Potencia accionamiento (W)**	**Diferencia de potencia respecto al liso (W)**	**MEP_{res} (bar)**
CNC	(6 x 10)	800	5,00	942	−138	2,12
CNC	(6 x 1)	1000	5,01	944	−136	2,13
Láser	(6 x 1)	1000	5,01	944	−136	2,13
CNC	(6 x 1)	800	5,22	984	−96	2,22
Láser	(6 x 10)	1000	5,27	993	−87	2,24
Láser	(6 x 6)	800	5,34	1007	−74	2,27
Láser	(6 x 6)	1000	5,36	1010	−70	2,28
CNC	(6 x 6)	800	5,45	1027	−53	2,31
Láser	(6 x 10)	800	5,45	1027	−53	2,31
CNC	(6 x 6)	1000	5,53	1042	−38	2,35
Láser	(6 x 1)	800	5,68	1071	−9	2,41
CNC	(6 x 6)	1200	5,72	1078	−2	2,43
Ref	Liso	—	5,73	1080	0	2,43
CNC	(6 x 1)	1200	6,02	1135	+55	2,56
CNC	(6 x 10)	1000	5,84	1101	+21	2,48
CNC	(6 x 10)	1200	5,79	1091	+11	2,46
Láser	(6 x 1)	1200	5,78	1090	+9	2,45
Láser	(6 x 6)	1200	5,77	1088	+8	2,45
Láser	(6 x 10)	1200	5,76	1086	+6	2,45

Tabla 19 Potencia de accionamiento y presión media efectiva resistente equivalente para las configuraciones evaluadas. Elaboración propia.

Una variación negativa representa reducción de torque y potencia respecto al casquete liso; una variación positiva representa incremento. La Tabla 19 muestra que el casquete liso presentó una potencia de accionamiento de aproximadamente 1080 W, asociada a una presión media efectiva resistente equivalente de $2{,}43$ bar. Estos valores constituyen la condición de referencia para establecer el comportamiento energético de las microtexturas.

En las muestras fabricadas mediante CNC, la mayor reducción de potencia se obtuvo para la configuración 6×10 con diámetro de 800 μm. Esta condición presentó una potencia de accionamiento de 942 W, equivalente a una disminución aproximada de 138 W o 12,7 % respecto al casquete liso. El valor de MEP_{res} fue de $2{,}12$ bar, el más bajo entre las configuraciones evaluadas. Este resultado coincide con el menor torque promedio registrado para dicha condición y evidencia una reducción apreciable de la resistencia global al giro del sistema.

La segunda condición CNC con mejor comportamiento energético fue 6×1 con diámetro de 1000 μm. Esta configuración presentó una potencia de accionamiento de 944 W y una reducción de 136 W respecto al casquete liso. El valor de MEP_{res} fue de $2{,}13$ bar, prácticamente equivalente al obtenido para la configuración CNC 6×10 con diámetro de 800 μm. Aunque ambas condiciones presentaron reducciones similares de potencia, su distribución espacial de microtexturas es diferente; una corresponde a una baja densidad axial con diámetro intermedio y la otra a una mayor densidad axial con diámetro menor. Esto demuestra que la respuesta energética no depende únicamente del área texturizada total, sino de la combinación entre diámetro y distribución de los hoyuelos.

Para las configuraciones CNC 6×6, las reducciones de potencia fueron menores. Los diámetros de 800 y 1000 μm redujeron la potencia de accionamiento en aproximadamente 53 W y 38 W, respectivamente. En contraste, el diámetro de 1200 μm mostró una potencia prácticamente igual a la del casquete liso, con una diferencia cercana a 2 W. Por tanto, dentro de la configuración 6×6, el aumento de diámetro no produjo una mejora progresiva en la resistencia al giro.

Las configuraciones CNC de mayor diámetro también presentaron resultados desfavorables en algunas distribuciones. La condición 6×1 con diámetro de 1200 μm requirió aproximadamente 1135 W, es decir, 55 W más que el casquete liso. De forma similar, las configuraciones 6×10 con diámetros de 1000 y 1200 μm presentaron aumentos de potencia de aproximadamente 21 W y 11 W, respectivamente. Estos resultados indican que, para las condiciones ensayadas, el incremento simultáneo de

diámetro y densidad axial puede producir una geometría de textura que incremente la resistencia global al giro, posiblemente debido a cambios en la continuidad de la superficie portante, la distribución local del lubricante o la interacción entre la textura y el régimen de lubricación existente.

En las microtexturas fabricadas mediante láser, la configuración 6×1 con diámetro de 1000 μm presentó el mejor comportamiento energético. Esta condición alcanzó una potencia de accionamiento de 944 W, con una reducción de 136 W o 12,6 % respecto al casquete liso. El valor de MEP_{res} fue de $2{,}13$ bar, igual al obtenido para la misma geometría fabricada por CNC. Este resultado indica que, para la distribución 6×1 y el diámetro de 1000 μm, ambas tecnologías generaron una respuesta energética equivalente dentro de la resolución de los datos analizados.

Las configuraciones láser 6×6 con diámetros de 800 y 1000 μm presentaron reducciones de potencia de aproximadamente 74 W y 70 W, respectivamente. Estas condiciones corresponden a reducciones de torque de 6,8 % y 6,5 %, manteniendo valores de MEP_{res} de 2,27 y 2,28 bar. En este caso, el proceso láser mostró una respuesta más favorable que el CNC para los diámetros de 800 y 1000 μm dentro de la configuración 6×6.

Para la distribución láser 6×10, la condición con diámetro de 1000 μm presentó el mejor resultado, con una potencia de accionamiento de 993 W, equivalente a una reducción de 87 W o 8,0 % respecto al casquete liso. La condición de 800 μm también mostró una reducción de 53 W, mientras que la textura de 1200 μm presentó un valor muy próximo a la condición lisa. De este modo, la distribución axial alta no produjo una respuesta única para las tres dimensiones de textura, sino que presentó un comportamiento sensible al diámetro seleccionado.

Al comparar los procesos de manufactura para una misma configuración geométrica, se observa una interacción importante entre la geometría de microtextura y la tecnología empleada. En la configuración 6×1 con diámetro de 1000 μm, CNC y láser presentaron el mismo valor promedio de torque, potencia de accionamiento y MEP_{res}. Sin embargo,

para la configuración 6×6, el proceso láser resultó más favorable para los diámetros de 800 y 1000 μm, mientras que para la condición 6×10 se observó una respuesta distinta, la fabricación CNC presentó el mejor resultado para el diámetro de 800 μm, pero la fabricación láser presentó el mejor resultado para el diámetro de 1000 μm.

Estas diferencias confirman que el efecto del proceso de fabricación no puede interpretarse únicamente como una diferencia entre “CNC” y “láser”. La respuesta energética depende de la geometría final efectivamente obtenida, incluyendo diámetro real, profundidad, forma del borde, perfil interno de la cavidad y topografía superficial generada por cada tecnología. Por ello, los resultados de potencia y MEP_{res} deben interpretarse posteriormente junto con las mediciones de diámetro, profundidad, perfilometría y microscopía de las microtexturas fabricadas.

La presión media en recámara permite reforzar esta interpretación. Por ejemplo, la condición CNC 6×10 con diámetro de 800 μm, que presentó la mayor reducción de potencia, registró una presión promedio de $19{,}32$ bar, muy próxima a la condición lisa de $19{,}20$ bar. De manera similar, las configuraciones CNC y láser 6×1 con diámetro de 1000 μm presentaron una presión media de aproximadamente $19{,}97$ bar, ligeramente superior a la condición lisa, mientras registraron reducciones de torque cercanas a 12,6%. Esto indica que las reducciones de potencia observadas no pueden atribuirse exclusivamente a una disminución de la presión en recámara.

En síntesis, las configuraciones que presentaron menor potencia de accionamiento y menor presión media efectiva resistente equivalente fueron CNC 6×10 con diámetro de 800 μm, CNC 6×1 con diámetro de 1000 μm, y láser 6×1 con diámetro de 1000 μm. Las configuraciones con mayor diámetro, especialmente de 1200 μm, no mostraron una mejora uniforme y, en varios casos, incrementaron la potencia requerida respecto al casquete liso. Por tanto, los resultados muestran una condición óptima localizada dentro del espacio de diseño evaluado, en lugar de una tendencia lineal de mejora con el aumento de diámetro o cantidad de texturas.

3.8. Análisis estadístico mediante diseño factorial $3^2 \times 2$

Los resultados experimentales de torque y presión en la recámara fueron organizados y analizados mediante un diseño factorial general completo de tipo $3^2 \times 2$. Este enfoque permitió evaluar de manera estructurada la influencia de la geometría de las microtexturas y de la tecnología de fabricación sobre la respuesta del sistema durante los ensayos en el bancomotor.

El análisis factorial se planteó para identificar tanto los efectos individuales de los factores estudiados como las posibles interacciones entre ellos. De esta manera, fue posible determinar si la respuesta de torque asociada a un diámetro específico dependió del número de filas axiales de textura o de la tecnología empleada para fabricar el casquete.

La variable principal de respuesta fue el torque promedio medido durante la región estable de cada ensayo, debido a que este parámetro representa la resistencia mecánica global requerida para accionar el conjunto motor-biela-casquete bajo las condiciones de operación establecidas. La presión media en recámara se analizó como una respuesta complementaria, con el propósito de verificar la comparabilidad de las condiciones de compresión entre las configuraciones evaluadas.

La potencia de accionamiento y la presión media efectiva resistente equivalente se obtuvieron posteriormente a partir del torque promedio. Debido a que la velocidad de giro se mantuvo constante durante los ensayos, estas variables conservan la misma tendencia estadística del torque y, por tanto, no fueron tratadas como respuestas independientes dentro del análisis factorial.

3.8.1. Estructura del diseño factorial

El diseño experimental estuvo conformado por tres factores: el número de filas de microtexturas en dirección axial (N_z), el diámetro nominal de las cavidades (d) y la tecnología de fabricación (M). El número de texturas en dirección circunferencial se mantuvo constante en $N_\theta = 6$, mientras que la profundidad nominal de diseño, la región

angular texturizada y las condiciones generales de operación del bancomotor se conservaron según el protocolo experimental definido. Los niveles evaluados para cada factor son mostrados en la Tabla 20.

El diseño define tres niveles de diámetro nominal manteniendo constante la profundidad nominal en 100 µm, decisión justificada por el antecedente según el cual profundidades superiores no garantizan una mejora adicional del desempeño. Al fijarse la profundidad, la relación de aspecto queda determinada funcionalmente por el diámetro mediante h/d = 100/d, y adopta los valores nominales 0,125; 0,100 y 0,083 para los tres niveles evaluados. De manera análoga, la fracción de área texturizada y el volumen total de cavidades quedan determinados por el diámetro para cada nivel de Nz, conforme a las expresiones establecidas en la subsección 1.2.2.

Desde la perspectiva del diseño de experimentos, esta circunstancia constituye una interacción completa entre el efecto del diámetro nominal y los efectos de la relación de aspecto, de la fracción de área texturizada y del volumen de cavidad porque no existe dentro de la matriz ninguna combinación de niveles que permita variar el diámetro manteniendo constante la relación de aspecto, ni a la inversa. El factor denominado “diámetro nominal” debe entenderse, por tanto, como un factor geométrico compuesto, y el efecto que el análisis factorial le atribuye corresponde al efecto conjunto de las cuatro magnitudes que covarían de manera determinista con él.

El presente trabajo entonces establece que la escala geométrica de la cavidad tiene un efecto estadísticamente significativo sobre el torque, pero no permite determinar cuál de las magnitudes acopladas gobierna dicho efecto. Toda atribución causal a la relación de aspecto considerada de manera separada, o a la fracción de área texturizada considerada de manera separada, constituiría una selección de narrativa física y no un resultado derivable de los datos. La redacción del presente documento se ha ajustado a esta restricción. La ruptura del confundimiento requiere incorporar la profundidad como factor experimental independiente, con niveles definidos de modo que existan

combinaciones de distinto diámetro con igual relación de aspecto e igual fracción de área texturizada; el diseño correspondiente se especifica en el capítulo de recomendaciones.

Factor	Símbolo	Tipo de factor	Niveles evaluados
Número de filas axiales de microtexturas	(Nz)	Categórico	1, 6 y 10
Diámetro nominal de microtextura	(d)	Categórico	800, 1000 y 1200 (um)
Tecnología de fabricación	(M)	Categórico	CNC y láser

Tabla 20 Factores y niveles del diseño factorial general 3^2 x 2. Elaboración propia

La combinación de los niveles de los tres factores generó dieciocho configuraciones microtexturizadas:

$$N_{\text{tratamientos}} = 3(N_z) \times 3(d) \times 2(M) = 18$$

Cada combinación factorial correspondió a una configuración geométrica y tecnológica específica. El casquete liso se mantuvo como una condición de referencia externa para establecer la variación porcentual de torque, potencia de accionamiento y presión respecto a una superficie sin microtexturas. No obstante, no fue incluido como un nivel adicional dentro del diseño factorial, debido a que no posee valores definidos para diámetro de microtextura, número de filas axiales ni tecnología de texturización.

3.8.2. Unidad experimental y tratamiento de las señales adquiridas

La unidad experimental se definió como el ensayo completo realizado para una combinación particular de N_z, diámetro nominal y tecnología de fabricación. En consecuencia, las señales temporales adquiridas mediante LabVIEW durante cada prueba fueron consideradas como registros continuos de una misma corrida experimental.

Los registros de torque, presión, velocidad de giro y temperatura fueron procesados mediante la selección de una región temporal estable de operación. Para cada ensayo se excluyeron los intervalos asociados al arranque del sistema, la estabilización inicial, la

detención final y los segmentos afectados por pérdidas momentáneas de adquisición o caídas de señal no representativas de una condición física real del motor.

A partir de la región válida de cada ensayo se calcularon los valores promedio de torque y presión en recámara. Estos valores constituyeron las respuestas empleadas en el análisis factorial. La aplicación de un criterio uniforme de depuración para todas las configuraciones permitió reducir la influencia de transitorios operativos y asegurar que las comparaciones se realizaran bajo condiciones equivalentes de velocidad, temperatura y tiempo de operación. Estos dos indicadores se utilizaron para expresar en términos energéticos y mecánicos las variaciones observadas en el torque. Sin embargo, no se analizaron como respuestas estadísticas independientes, ya que corresponden a transformaciones lineales del torque bajo condiciones de velocidad y volumen desplazado constantes.

La reducción de la señal a un valor promedio sobre la ventana estable proporciona un estadístico robusto para la comparación entre configuraciones, pero descarta la información contenida en la forma de la onda. Esta omisión no es inocua; puesto que el torque de accionamiento de un motor alternativo es una señal periódica sincronizada con el ciclo del mecanismo, y dos señales con valores promedio equivalentes pueden diferir de manera sustancial en su amplitud, en su asimetría respecto del valor central o en la distribución de su energía a lo largo del ciclo. Si la microtextura actuase preferentemente sobre una fase específica del ciclo (por ejemplo, sobre el tramo de máxima carga, donde el espesor de película alcanza su mínimo y la contribución de lubricación mixta es mayor), su efecto se manifestaría como una modificación de la amplitud o de la asimetría que el valor promedio no registra.

3.8.3. Modelo estadístico adoptado

El análisis se desarrolló mediante un modelo factorial general jerárquico que incluyó los efectos principales de los tres factores y las interacciones dobles entre ellos. El modelo aplicado para cada variable de respuesta se expresa mediante la expresión:

$$Y_{ijk} = \mu + A_i + B_j + C_k + (AB)_{ij} + (AC)_{ik} + (BC)_{jk} + \varepsilon^*_{ijk}$$

donde: Y_{ijk} corresponde a la respuesta experimental para cada combinación factorial, representada por el torque promedio o la presión media en recámara;

μ es la media general de la respuesta; A_i representa el efecto del número de filas axiales de microtexturas (N_z); B_j corresponde al efecto del diámetro nominal de las texturas (d); C_k representa el efecto de la tecnología de fabricación (M); $(AB)_{ij}$ corresponde a la interacción entre N_z y el diámetro; $(AC)_{ik}$ representa la interacción entre N_z y la tecnología de fabricación; $(BC)_{jk}$ corresponde a la interacción entre diámetro y tecnología de fabricación; y: ε^*_{ijk} representa el término residual del modelo.

Los índices de los factores se definieron como:

$i = 1,2,3$ para los niveles de N_z; $j = 1,2,3$ para los diámetros de 800, 1000 y 1200 μm; y: $k = 1,2$ para las tecnologías CNC y láser.

El modelo se ajustó hasta las interacciones dobles. La interacción triple: $N_z \times d \times M$ no se estimó de manera independiente, debido a que se dispone de una única observación experimental por cada tratamiento factorial. En consecuencia, su posible contribución queda incorporada en el término residual junto con la variabilidad inherente al proceso experimental.

La elección de este modelo permite conservar grados de libertad residuales para evaluar la adecuación del ajuste y calcular estadísticos de prueba para los efectos principales y las interacciones dobles. La Tabla 21 muestra la distribución de grados de libertad del modelo.

El modelo dispone de cuatro grados de libertad residuales sobre un total de diecisiete, lo cual determina tres implicaciones. En primer lugar, el término residual no constituye un estimador del error puro, al disponerse de una única observación por tratamiento, absorbe conjuntamente la variabilidad experimental no controlada y la contribución de la

interacción de tercer orden no estimada, de modo que la prueba F contrasta cada efecto contra una referencia que puede encontrarse inflada si dicha interacción resulta físicamente relevante.

En segundo lugar, cuatro grados de libertad residuales determinan una potencia estadística reducida y, en consecuencia, un riesgo elevado de error de tipo II. La ausencia de significancia observada para el número de filas axiales, para la tecnología de fabricación y para las interacciones dobles debe interpretarse, por tanto, como ausencia de evidencia suficiente dentro de la matriz evaluada, y en ningún caso como evidencia de ausencia de efecto de dichos factores.

En tercer lugar, y como contrapartida, la significancia estadística obtenida para el diámetro nominal adquiere una lectura reforzada: se trata de un efecto cuya magnitud resultó suficiente para emerger aún bajo un esquema de baja potencia y frente a un término residual potencialmente inflado. Esta circunstancia fortalece la confianza en ese hallazgo específico, sin que dicha confianza sea extensible a los restantes factores ni a las interacciones. Por las razones expuestas, la interpretación no se apoya exclusivamente en los valores p, sino que integra la magnitud de los efectos estimados, los gráficos de efectos principales y de interacción, los valores medios de torque, la variación respecto del casquete liso, la respuesta de presión en recámara y la coherencia con las características geométricas obtenidas.

Fuente de variación	Grados de libertad
Número de filas axiales, (Nz)	2
Diámetro nominal, (d)	2
Tecnología de fabricación, (M)	1
Interacción (Nz × d)	4
Interacción (Nz × M)	2
Interacción (d × M)	2
Modelo factorial de segundo orden	13
Residuo	4
Total	17

Tabla 21 Distribución de grados de libertad para el modelo factorial de segundo orden. Elaboración propia.

La interpretación estadística se realizó utilizando un nivel de significancia de: $\alpha = 0{,}05$ De acuerdo con este criterio, un efecto se consideró estadísticamente relevante dentro del modelo ajustado cuando: $p < 0{,}05$. Sin embargo, los valores p no se interpretaron de manera aislada. La evaluación de cada factor consideró simultáneamente la magnitud del efecto estimado, los gráficos de efectos principales, los gráficos de interacción, los valores medios de torque, la variación frente al casquete liso, la respuesta de presión en recámara y la coherencia con las características geométricas obtenidas para las microtexturas.

La jerarquía de interpretación del modelo se estableció de la siguiente manera: en primer lugar, se evaluaron las interacciones dobles, ya que una interacción significativa indica que el efecto de un factor depende del nivel de otro. Posteriormente, cuando las interacciones correspondientes no mostraron una influencia relevante, se analizaron los efectos principales de N_z, diámetro y tecnología de fabricación. Por ejemplo, una interacción significativa entre diámetro y tecnología de fabricación: $d \times M$ indicaría que un mismo diámetro nominal no genera necesariamente la misma respuesta de torque cuando es producido mediante CNC o láser. De manera similar, una interacción significativa entre número de filas axiales y diámetro: $N_z \times d$ evidenciaría que el efecto de aumentar el número de texturas depende del tamaño de las cavidades empleadas.

La Tabla 22 presenta los indicadores de ajuste de los modelos factoriales obtenidos para torque, presión en recámara y MEP_{res}.

Los valores p consignados en las tablas siguientes deben leerse conforme a la acotación establecida en esta subsección: el diseño dispone de cuatro grados de libertad residuales y de una única observación por tratamiento, por lo cual los contrastes poseen potencia reducida y el término residual no constituye un estimador del error puro. La no significancia de un factor indica ausencia de evidencia suficiente dentro de la matriz evaluada y no ausencia de efecto.

Respuesta	Modelo	Valor (p) global	R^2 (%)	R^2_{aj} (%)	S (error estándar)
Torque	Primer orden	0,084	51,65	31,50	0,2604 N·m
Torque	Segundo orden	0,213	88,39	50,67	0,2210 N·m
Presión en recámara	Primer orden	0,109	49,06	27,83	0,8601 bar
Presión en recámara	Segundo orden	0,508	78,32	7,88	0,9717 bar
MEPres	Primer orden	0,082	51,92	31,89	0,1102 bar
MEPres	Segundo orden	0,209	88,52	51,22	0,0932 bar

Tabla 22 Indicadores de ajuste de los modelos factoriales obtenidos para las respuestas experimentales. Elaboración propia

R^2 corresponde al coeficiente de determinación; R^2_{aj} es el coeficiente de determinación ajustado y S corresponde al error estándar residual del modelo. Los modelos de segundo orden mostraron mayores valores de R^2, debido a la inclusión de las interacciones dobles. Los factores de inflación de la varianza, FIV, se ubicaron entre 1 y 1,78 para los términos analizados. Estos valores no evidenciaron multicolinealidad relevante entre los factores y las interacciones incluidas en el modelo. Los resultados se interpretaron integrando la significancia estadística, la magnitud de los efectos, las medias ajustadas y la comparación descriptiva con el casquete liso.

3.8.4. Análisis factorial del torque promedio

El torque promedio se definió como la respuesta principal del diseño factorial, dado que representa la resistencia mecánica global requerida para mantener la rotación del conjunto durante la región estable de operación.

En el modelo de primer orden, el diámetro nominal de las microtexturas presentó un efecto estadísticamente significativo sobre el torque: $p_d = 0{,}014$. En contraste, el número de filas axiales y la tecnología de fabricación no mostraron efectos principales significativos: $p_{N_z} = 0{,}865$, y $p_M = 0{,}887$. Al incorporar las interacciones dobles en el modelo de segundo orden, el diámetro mantuvo una asociación estadísticamente relevante con el torque promedio: $p_d = 0{,}035$

El número de filas axiales, la tecnología de fabricación y las interacciones dobles presentaron valores p superiores a 0,05. Por tanto, el diámetro fue el único término que superó el umbral estadístico establecido dentro del modelo de segundo orden. La Tabla 23 detalla los resultados del análisis de varianza para el modelo factorial de segundo

orden donde GL describe los grados de libertad; SC ajustada es la suma de cuadrados ajustada; MC ajustado corresponde a la media cuadrática ajustada. El error residual incluye la variación no explicada por el modelo y la posible interacción triple no estimada de forma independiente.

Fuente de variación	GL	SC ajustado	MC ajustado	Valor F	Valor (p)
Modelo	13	1,487	0,114	2,34	0,213
Nz	2	0,019	0,009	0,20	0,824
Diámetro	2	0,847	0,423	8,68	0,035
Tecnología	1	0,001	0,001	0,03	0,873
Nz x d	4	0,394	0,098	2,02	0,256
Nz x M	2	0,019	0,009	0,20	0,829
d x M	2	0,204	0,102	2,10	0,239
Error residual	4	0,195	0,048	—	—
Total	17	1,682	—	—	—

Tabla 23 Análisis de varianza para el modelo factorial de segundo orden aplicado al torque promedio. Elaboración propia

El diámetro explicó la mayor fracción de la variación registrada en el torque promedio. Las sumas de cuadrados ajustadas mostraron que el efecto del diámetro fue considerablemente superior al asociado con N_z, la tecnología de fabricación o las interacciones dobles.

Como complemento visual al análisis de varianza, se presenta el diagrama de Pareto de efectos estandarizados para el torque promedio. Este gráfico permite comparar la magnitud relativa de los efectos principales y de las interacciones dobles incluidas en el modelo factorial.

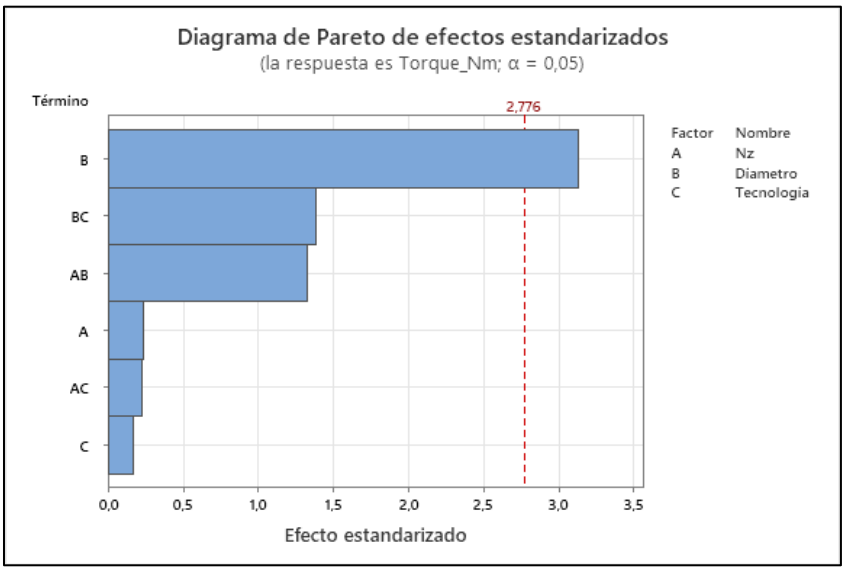


Ilustración 51 Diagrama de Pareto de efectos estandarizados para el torque promedio. Fuente resultados Minitab

El diagrama de Pareto confirmó que el diámetro nominal de las microtexturas fue el término con mayor contribución relativa a la variación del torque. Los restantes factores e interacciones no superaron la línea de referencia asociada al nivel de significancia de $\alpha = 0{,}05$. En consecuencia, no se identificó evidencia estadística suficiente para atribuir un efecto independiente del número de filas axiales o de la tecnología de fabricación sobre el torque promedio. En la Tabla 24 se presentan las medias ajustadas por nivel de factor. La variación frente al casquete liso se incluyó como referencia descriptiva externa al diseño factorial, tomando como valor de comparación: $T_{\text{liso}} = 5{,}73$ Nm

Factor	Nivel	Torque ajustado Nm	Error estándar Nm	Variación respecto al casquete liso (%)
Nz	1	5,453	0,090	−4,8
	6	5,528	0,090	−3,5
	10	5,518	0,090	−3,7
Diámetro	800 um	5,356	0,090	−6,5
	1000 um	5,336	0,090	−6,9
	1200 mum	5,806	0,090	+1,3
Tecnología	CNC	5,508	0,073	−3,9
	Láser	5,491	0,073	−4,2

Tabla 24 Medias ajustadas de torque por factor y variación descriptiva respecto al casquete liso. Elaboración propia

Las medias ajustadas de N_z presentaron una variación reducida. Sin embargo, el menor valor se observó para: $N_z = 1$, con un torque medio ajustado de 5,453 Nm. Sin embargo, la diferencia máxima entre los niveles de N_z fue de solo 0,075 Nm. Por tanto, no se observó una tendencia global que demostrara que el aumento del número de filas axiales redujera sistemáticamente la resistencia al giro.

El diámetro de 1000 μm presentó el menor torque medio ajustado: $T = 5{,}336$ Nm seguido por el diámetro de 800 μm: $T = 5{,}356$ Nm. Ambos niveles presentaron una reducción próxima a 6,5 % respecto al casquete liso. En contraste, el diámetro de 1200 μm presentó el mayor torque medio ajustado: $T = 5{,}8067$ Nm equivalente a un incremento aproximado de 1,3 % respecto a la condición lisa. Las medias globales asociadas a CNC y láser fueron prácticamente equivalentes:

$$\bar{T}_{\text{CNC}} = 5{,}508 \text{ Nm y } \bar{T}_{\text{Láser}} = 5{,}4911 \text{ Nm}$$

La diferencia entre ambas medias fue de 0,017 Nm. Por tanto, no fue posible establecer una ventaja global de una tecnología de fabricación sobre la otra cuando se consideran conjuntamente todas las combinaciones de diámetro y número de filas axiales.

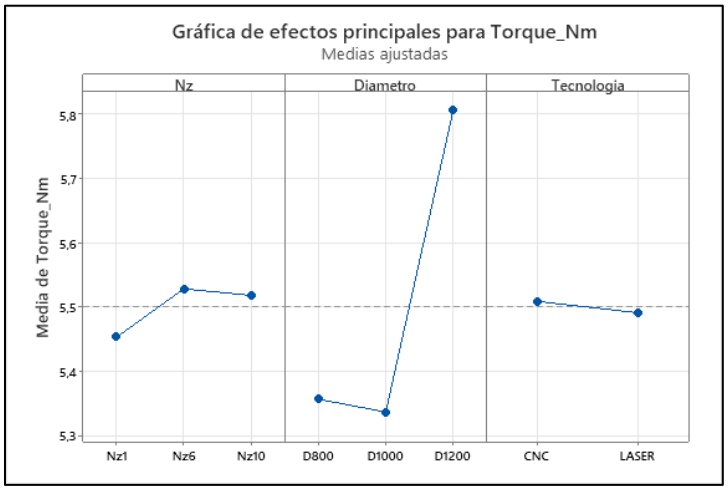


Ilustración 52 Efectos principales de Nz, diámetro nominal y tecnología de fabricación sobre el torque promedio. Fuente resultados Minitab

La gráfica de efectos principales (Ilustración 52) evidencia que la variación más marcada del torque ocurrió al modificar el diámetro de las microtexturas. Los diámetros de 800 y

1000 μm mostraron comportamientos similares y favorables respecto al casquete liso, mientras que el diámetro de 1200 μm produjo el mayor torque promedio. En contraste, las curvas asociadas al número de filas axiales y a la tecnología de fabricación mostraron pendientes reducidas, consistentes con la ausencia de efectos principales estadísticamente significativos.

Conviene desarrollar la interpretación física de este comportamiento, que es de umbral y no de tendencia continua: los diámetros de 800 y 1000 µm presentaron respuestas comparables, mientras que el de 1200 µm mostró un deterioro marcado. Tres modificaciones concurren al pasar de 1000 a 1200 µm, y ninguna de ellas puede aislarse dentro de este diseño conforme se declara en la subsección 3.8.1. La relación de aspecto efectiva desciende de 0,101 a 0,088 en el proceso CNC y de 0,102 a 0,079 en el proceso láser, lo cual reduce la pendiente del borde convergente y, con ella, la capacidad de generación de presión por efecto de microcuña. La fracción de área texturizada aumenta, con la consiguiente reducción de la superficie portante continua disponible para el soporte hidrodinámico. Y el área individual de cada cavidad crece, lo cual extiende la longitud sobre la cual el espesor de película se aparta del valor base y prolonga la región divergente del borde de salida, donde puede producirse pérdida local de presión y cavitación. La respuesta desfavorable observada resulta compatible con el predominio de estos dos últimos efectos sobre el primero, sin que la evidencia disponible permita cuantificar su contribución relativa.

Aunque la interacción entre N_z y diámetro no alcanzó una significancia estadística por que $p_{N_z \times d} = 0{,}256$, sus medias ajustadas presentada en la Tabla 25 permitieron identificar combinaciones de interés para el análisis posterior.

Nz	Torque para 800 um (Nm)	Torque para 1000 um (Nm)	Torque para 1200 um (N·m)
1	5,450	5,010	5,900
6	5,395	5,445	5,745
10	5,225	5,555	5,775

Tabla 25 Medias ajustadas de torque para la interacción entre número de filas axiales y diámetro nominal de microtextura. Elaboración propia

Para la distribución con una fila axial de microtexturas, el diámetro de 1000 μm presentó el menor torque ajustado $\bar{T}_{N_z=1,d=1000} = 5{,}010$ Nm. Este valor representa una reducción aproximada de 12,6 % respecto al casquete liso. Para la configuración con diez filas axiales, el diámetro de 800 μm presentó el menor torque ajustado $\bar{T}_{N_z=10,d=800} = 5{,}225$ Nm equivalente a una reducción de aproximadamente 8,8 % respecto al casquete liso. La Ilustración 53 presenta las gráficas de interacción, las cuales permiten visualizar estas tendencias y evaluar el comportamiento de las combinaciones entre geometría y tecnología de fabricación.

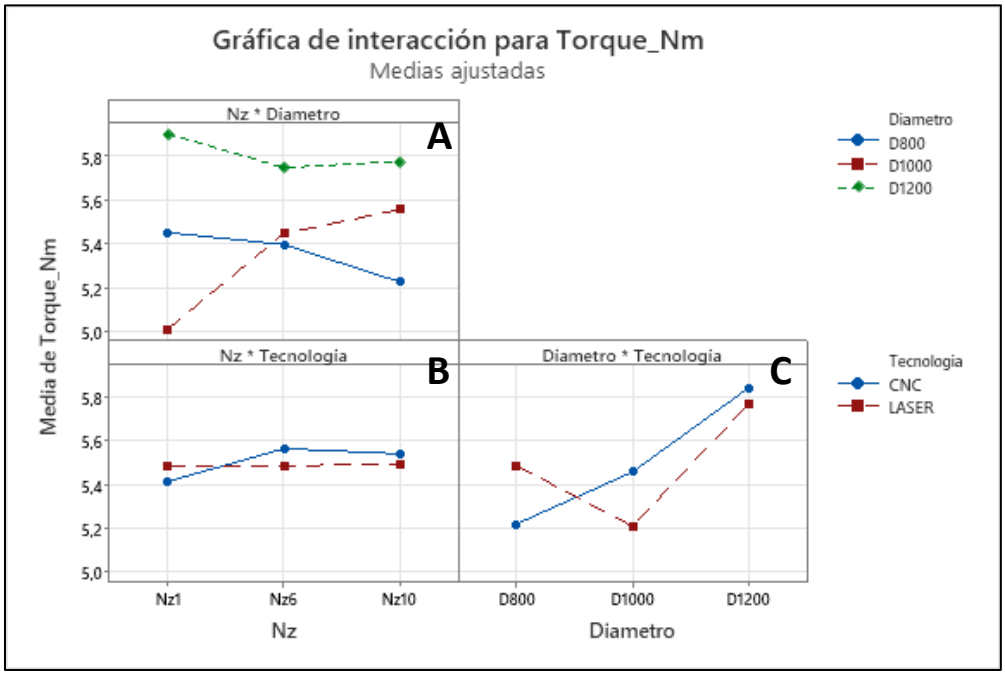


Ilustración 53 Gráficas de interacción para el torque promedio: A) número de filas axiales–diámetro nominal; B) número de filas axiales–tecnología de fabricación; C) diámetro nominal–tecnología de fabricación. Fuente resultados Minitab

La interacción entre diámetro y tecnología mostró un comportamiento cruzado. Para el diámetro de 800 μm, CNC presentó un torque medio inferior al obtenido mediante láser. Por el contrario, para el diámetro de 1000 μm, láser presentó una media inferior a CNC. Sin embargo, debido a que la interacción diámetro-tecnología no fue significativa: $p_{d\times M} = 0{,}239$, esta tendencia debe interpretarse de forma descriptiva y no como evidencia de superioridad general de una tecnología de fabricación.

3.8.5. Análisis factorial de la presión media en recámara

La presión media en recámara se analizó como una respuesta complementaria para verificar la comparabilidad de las condiciones operativas entre configuraciones. Es importante enfatizar en que esta variable no representa la presión hidrodinámica desarrollada directamente en la película lubricante del casquete, sino la condición de presión interna del motor durante cada ensayo.

En el modelo de primer orden, la tecnología de fabricación presentó un efecto estadísticamente significativo sobre la presión media en recámara: $p_M = 0{,}010$ Sin embargo, al incluir las interacciones dobles en el modelo de segundo orden, el valor asociado a la tecnología fue: $p_M = 0{,}053$

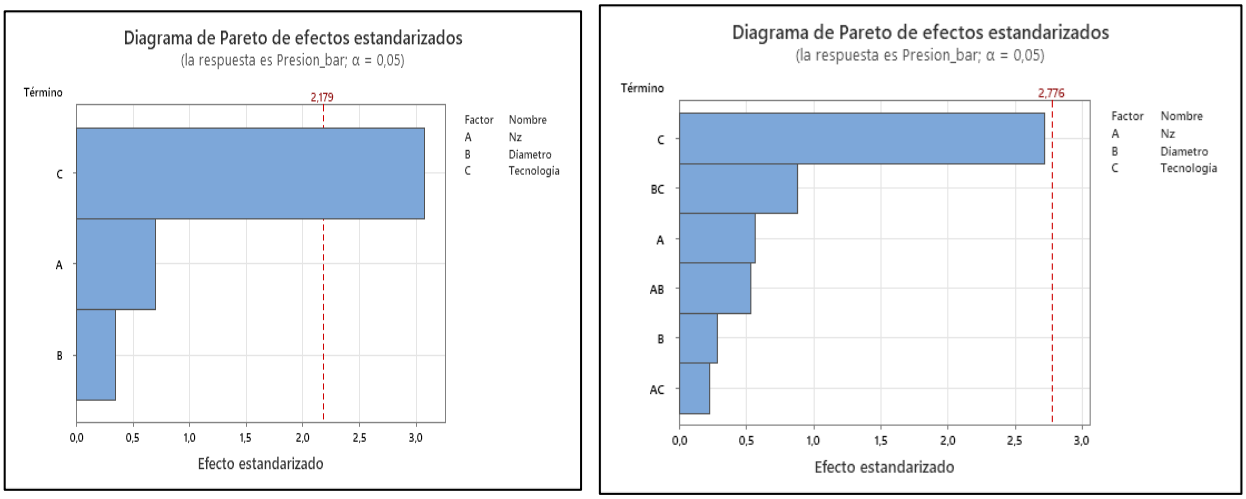


Ilustración 54 Diagrama de Pareto de efectos estandarizados para presión promedio. A) modelo primer orden, B) modelo de segundo orden. Fuente Resultados Minitab

Por tanto, dentro del modelo factorial completo de segundo orden, la diferencia entre CNC y láser debe interpretarse como una tendencia cercana al umbral de significancia y no como una diferencia concluyente al nivel de $\alpha = 0{,}05$. El número de filas axiales, el diámetro nominal y las interacciones dobles no alcanzaron significancia estadística dentro del modelo de segundo orden.

Fuente de variación	GL	SC ajustado	MC ajustado	Valor F	Valor (p)
Modelo	13	13,6489	1,0499	1,11	0,508
Nz	2	1,0977	0,5489	0,58	0,600
Diámetro	2	0,4695	0,2348	0,25	0,791
Tecnología	1	6,9813	6,9813	7,39	0,053
Nz x d	4	2,7277	0,6819	0,72	0,620
Nz x M	2	0,3707	0,1854	0,20	0,829
d x M	2	2,0019	1,0010	1,06	0,427
Error residual	4	3,7772	0,9443	—	—
Total	17	17,4261	—	—	—

Tabla 26 Análisis de varianza para el modelo factorial de segundo orden aplicado a la presión media en recámara. Elaboración propia.

Las medias ajustadas de presión en recámara se presentan en la Tabla 27. La referencia utilizada para el cálculo descriptivo de variación fue: $\bar{p}_{\text{liso}} = 19{,}20$ bar

Factor	Nivel	Presión ajustada (bar)	Error estándar (bar)	Variación respecto al liso (%)
(N_z)	1	19,433	0,397	+1,2
	6	19,987	0,397	+4,1
	10	19,922	0,397	+3,8
Diámetro	800 um	19,965	0,397	+4,0
	1000 um	19,805	0,397	+3,2
	1200 um	19,572	0,397	+1,9
Tecnología	CNC	19,158	0,324	−0,2
	Láser	20,403	0,324	+6,3

Tabla 27 Medias ajustadas de presión media en recámara por factor y variación descriptiva respecto al casquete liso. Elaboración propia

Las medias asociadas al número de filas axiales y al diámetro se ubicaron entre 19,433 y 19,987 bar. La mayor diferencia promedio se observó entre tecnologías de fabricación: $\bar{p}_{\text{CNC}} = 19{,}158$ bar y $\bar{p}_{\text{Láser}} = 20{,}403$ bar. La diferencia entre ambas medias fue de 1,245 bar. Esta diferencia debe tenerse en cuenta al realizar posteriormente el contraste entre torque, presión en recámara y respuesta tribológica, especialmente al comparar tratamientos fabricados mediante CNC y láser. La Ilustración 55 presenta los efectos principales de N_z, diámetro nominal y tecnología de fabricación sobre la presión media en recámara.

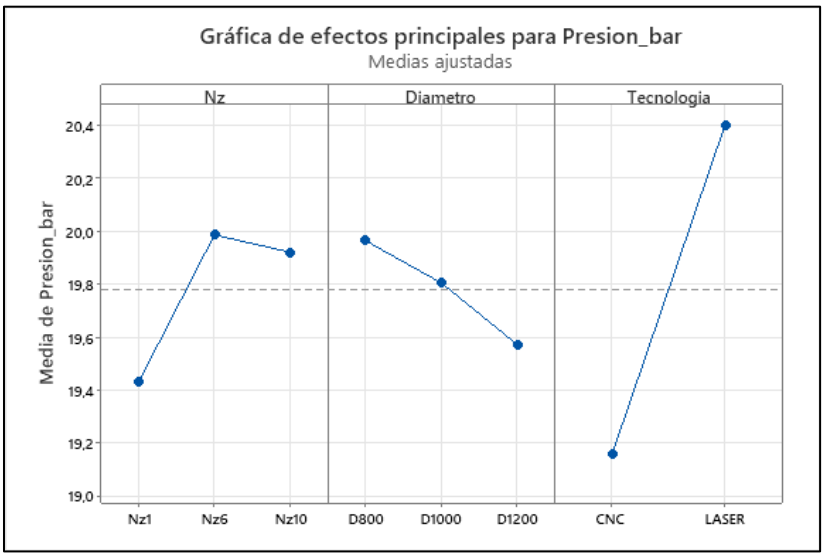


Ilustración 55 Efectos principales de Nz, diámetro nominal y tecnología de fabricación sobre la presión media en recámara. Fuente resultados Minitab.

La gráfica de efectos principales muestra que la diferencia más marcada de presión se asoció con la tecnología de fabricación. Las configuraciones fabricadas mediante CNC presentaron una presión media global cercana a la referencia lisa, mientras que las configuraciones fabricadas mediante láser presentaron una media superior. No obstante, debido a que el efecto de tecnología fue limítrofe en el modelo de segundo orden, esta diferencia debe analizarse como una tendencia operativa y no como una consecuencia atribuible de manera concluyente al proceso de fabricación.

3.8.6. Análisis de la presión media efectiva resistente equivalente

La presión media efectiva resistente equivalente, MEP_{res}, se calculó a partir del torque promedio y del volumen desplazado del motor. Por tanto, corresponde a una transformación lineal del torque bajo condiciones de volumen desplazado constante. En consecuencia, los resultados estadísticos de MEP_{res} presentaron la misma tendencia general observada para el torque. El diámetro fue el único factor que alcanzó significancia estadística dentro del modelo de segundo orden: $p_d = 0{,}034$

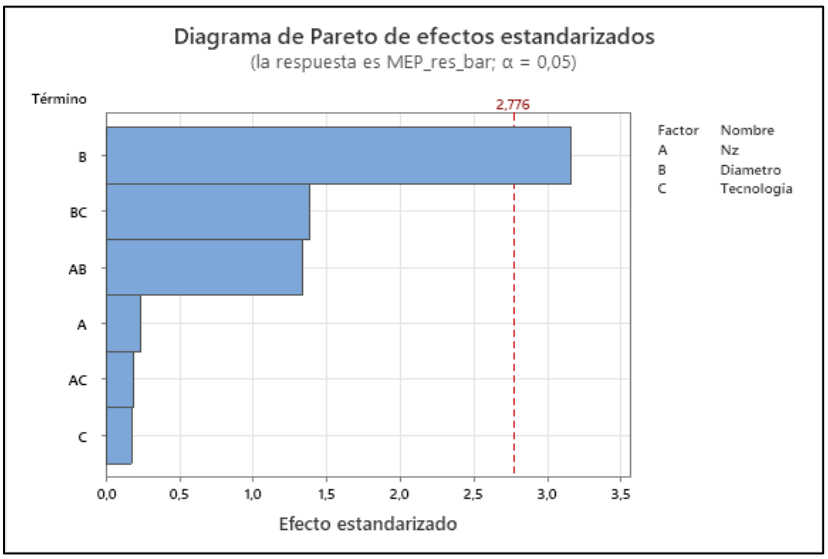


Ilustración 56 Diagrama de Pareto de efectos estandarizados para presión media efectiva promedio. Fuente Resultados Minitab

En la Ilustración 56 se muestra que debido a que MEP_{res} depende directamente del torque, el número de filas axiales, la tecnología de fabricación y las interacciones dobles no muestran efectos significativos, en tanto la Tabla 28 presenta las medias ajustadas de MEP_{res} para cada nivel de diámetro y se puede observar que los valores de 800 y 1000 μm presentaron valores de MEP_{res} inferiores a la condición lisa, mientras que el diámetro de 1200μm presentó una resistencia equivalente superior a la referencia. Este comportamiento es consistente con el análisis desarrollado para el torque promedio. El valor de referencia para el casquete liso fue de $MEP_{\text{res, liso}} \approx 2{,}43$ bar

Diámetro nominal	MEPres ajustada (bar)	Error estándar (bar)	Variación respecto al liso (%)
800 um	2,2733	0,0381	−6,4
1000 um	2,2683	0,0381	−6,7
1200 um	2,4667	0,0381	+1,5

Tabla 28 Medias ajustadas de presión media efectiva resistente equivalente para los niveles de diámetro evaluados. Elaboración propia

En conclusión, el análisis factorial permitió establecer que el diámetro nominal de las microtexturas fue el factor con mayor influencia sobre el torque promedio y sobre la presión media efectiva resistente equivalente. Este comportamiento se mantuvo tanto en

los modelos de primer orden como en los modelos de segundo orden. Los diámetros de 800 y 1000 μm presentaron los menores valores medios de torque y MEP_{res}. En contraste, el diámetro de 1200 μm presentó el mayor torque promedio global y no evidenció una reducción consistente respecto al casquete liso. El número de filas axiales no mostró un efecto principal significativo sobre el torque. Sin embargo, las medias de interacción identificaron dos combinaciones de interés:

- 6 X 1 con diámetro de 1000 μm, y
- 6 X 10 con diámetro de 800 μm.

Estas configuraciones presentaron las menores medias ajustadas de torque dentro de la interacción $N_z \times d$.

La tecnología de fabricación no presentó un efecto global significativo sobre torque ni sobre MEP_{res}. Sin embargo, la presión en recámara mostró una tendencia asociada a la tecnología de fabricación, por lo cual la comparación posterior entre CNC y láser deberá considerar conjuntamente torque, presión en recámara, geometría real de la textura, variación de masa y condición superficial posterior al ensayo.

En la Ilustración 57 se presenta la variación porcentual de torque de cada configuración microtexturizada respecto al casquete liso. Esta comparación corresponde a una referencia descriptiva externa al diseño factorial.

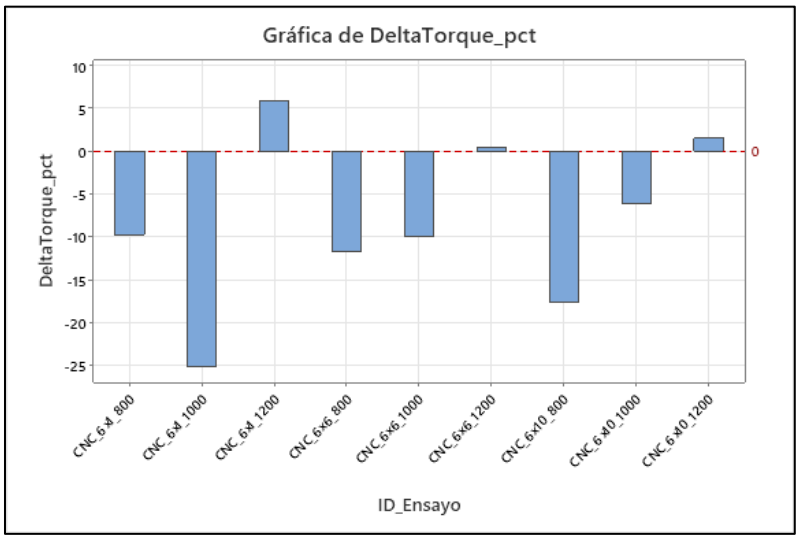


Ilustración 57 Variación porcentual del torque promedio de las configuraciones microtexturizadas respecto al casquete liso. Fuente resultados Minitab

Las barras ubicadas por debajo de la línea de referencia de $\Delta T = 0\%$ representan configuraciones que redujeron el torque promedio respecto al casquete liso. Las barras ubicadas por encima de dicha línea representan configuraciones con incremento de torque. Esta ilustración permite identificar visualmente los tratamientos con mayor reducción de resistencia al giro, los cuales serán contrastados con la presión en recámara, la geometría real de las texturas, la potencia de accionamiento, el desgaste gravimétrico y el análisis post mortem.

En síntesis, el diámetro de la microtextura fue el factor estadísticamente más relevante dentro de la matriz factorial evaluada. Si bien no se identificó una relación lineal entre el aumento del diámetro y la disminución del torque. Los resultados indican que existen configuraciones favorables específicas dentro del espacio de diseño estudiado, pero su selección final debe realizarse mediante el análisis integrado de todas las respuestas tribológicas y energéticas obtenidas.

3.9. Análisis de la ganancia o pérdida aparente de masa

El análisis se realizó mediante la comparación de las masas de los casquetes superior e inferior antes y después de cada ensayo. Esta evaluación permitió cuantificar la variación neta de masa de cada conjunto de casquetes y establecer una evidencia complementaria sobre posibles procesos de desgaste, remoción de material, transferencia superficial o retención de residuos posteriores a la prueba. La variación de masa de cada casquete se calculó mediante la aplicación de la Ecuación 35 así:

$$\Delta m_{\text{sup}} = m_{\text{sup},i} - m_{\text{sup},f} \qquad \Delta m_{\text{inf}} = m_{\text{inf},i} - m_{\text{inf},f}$$

donde $m_{\text{sup},i}$ y $m_{\text{sup},f}$ representan las masas inicial y final del casquete superior, respectivamente, mientras que $m_{\text{inf},i}$ y $m_{\text{inf},f}$ corresponden a las masas inicial y final del casquete inferior. La variación total del conjunto de casquetes se determinó mediante:

$$\Delta m_{\text{total}} = \Delta m_{\text{sup}} + \Delta m_{\text{inf}}$$

Bajo esta convención, un valor positivo de Δm representa una pérdida aparente de masa después del ensayo. Un valor negativo representa una ganancia neta de masa, potencialmente relacionada con adherencia de residuos, lubricante o transferencia de material. Los resultados se expresaron en miligramos, mg, para facilitar la comparación entre configuraciones. La balanza empleada tiene una resolución de lectura de $0{,}0001$ g, equivalente a $0{,}1$ mg, y un intervalo de verificación de $0{,}001$ g, equivalente a 1 mg. La Tabla 29 presenta las masas iniciales y finales de los casquetes superior e inferior para la condición lisa de referencia y las configuraciones fabricadas mediante CNC. Donde Δm_{sup} corresponde a la pérdida aparente de masa del casquete superior; Δm_{inf} representa la pérdida aparente de masa del casquete inferior; y Δm_{total} corresponde a la suma de ambas variaciones.

De dichas especificaciones se deriva el umbral por debajo del cual las diferencias gravimétricas no resultan interpretables. La variación total de masa se obtiene como

suma de las variaciones de los casquetes superior e inferior, cada una de ellas calculada por diferencia entre dos determinaciones, de modo que el resultado involucra cuatro lecturas independientes. Adoptando una distribución rectangular asociada al intervalo de verificación del instrumento, la incertidumbre típica de cada lectura resulta de 0,58 mg, la incertidumbre combinada de la variación total de 1,16 mg y la incertidumbre expandida, con factor de cobertura k = 2, del orden de 2,3 mg.

En consecuencia, y como criterio de interpretación aplicado en el resto de esta sección, las diferencias de variación total de masa inferiores a dicho umbral no se interpretan como diferencias de desgaste y se reportan únicamente con carácter descriptivo. Este criterio sustenta cuantitativamente la prudencia ya adoptada respecto de los valores próximos a 3 mg y ratifica que la pérdida aparente de masa constituye un indicador complementario de la condición superficial y no una medida única de desgaste. Es conveniente precisar, además, que la magnitud determinada es una variación aparente de masa, integrando la remoción de material, la adherencia de residuos y la retención de partículas, contribuciones que la gravimetría no permite discriminar entre sí.

Proceso	**Configuración**	$m_{\mathrm{sup},i}$ **(g)**	$m_{\mathrm{sup},f}$ **(g)**	Δm_{sup} **(mg)**	$m_{\mathrm{inf},i}$ **(g)**	$m_{\mathrm{inf},f}$ **(g)**	Δm_{inf} **(mg)**	$\Delta m_{\mathrm{total}}$ **(mg)**
CNC	(6x6), (d=1200um)	11,260	11,260	0,7	11,116	11,116	0,5	1,2
CNC	(6x1), (d=800um)	11,170	11,169	0,2	11,228	11,227	1,6	1,8
CNC	(6x1), (d=1000um)	10,994	10,993	0,4	11,087	11,085	1,9	2,3
CNC	(6x6), (d=1000um)	11,435	11,434	1,9	11,107	11,106	0,9	2,8
CNC	(6x10), (d=1200um)	11,084	11,077	6,6	11,150	11,149	1,6	8,2
referencia	Casquete Liso	11,210	11,203	7,0	11,073	11,071	2,8	9,8
CNC	(6x10), (d=800um)	11,210	11,203	7,1	11,073	11,070	3.2	10,3
CNC	(6x10), (d=1000um)	11,224	11,221	2,4	11,173	11,164	9,5	11,9
CNC	(6x6), (d=800um)	11,038	11,026	11,3	11,081 1	11,079	1,5	12,8

CNC	(6x1) (d=1200um)	11,032	11,007	25,3	11,139	11,136	3,3	28,6

Tabla 29 Masas iniciales, finales y pérdida aparente de masa de los casquetes lisos y microtexturizados mediante CNC. Elaboración propia.

La condición lisa presentó una pérdida aparente total de masa de: $\Delta m_{\text{total, liso}} = 9{,}8$ mg. La mayor contribución a esta variación correspondió al casquete superior, con una pérdida aparente de 7,0 mg, mientras que el casquete inferior presentó una variación de 2,8 mg. Esta condición se utilizó como referencia descriptiva para las configuraciones microtexturizadas. Entre las configuraciones CNC, la mayor pérdida aparente total se registró para la condición 6×1 con diámetro de 1200 μm: $\Delta m_{\text{total}} = 28{,}6$ mg. Esta variación fue aproximadamente 2,9 veces superior a la obtenida para la condición lisa. La pérdida se concentró principalmente en el casquete superior, cuya variación fue de 25,3 mg. Por tanto, esta configuración debe considerarse prioritaria durante el análisis post mortem, debido a que presentó la respuesta gravimétrica más desfavorable de toda la matriz CNC.

También se identificaron pérdidas aparentes superiores a la condición lisa para las configuraciones CNC 6×6, $d = 800\ \mu m$, y CNC 6×10, $d = 1000\ \mu m$, con valores totales de 12,8 y 11,9 mg, respectivamente. En la primera de estas configuraciones, la pérdida se concentró en el casquete superior, mientras que en la segunda fue predominante en el casquete inferior. En contraste, las configuraciones CNC 6×1, $d = 800\ \mu m$; CNC 6×1, $d = 1000\ \mu m$; CNC 6×6, $d = 1000\ \mu m$; y CNC 6×6, $d = 1200\ \mu m$, presentaron pérdidas aparentes totales entre 1,2 y 2,8 mg. Estos valores fueron inferiores a la condición lisa; sin embargo, su interpretación debe ser prudente, especialmente cuando la pérdida individual de uno de los casquetes fue próxima o inferior a 1 mg.

Seguido a esto la Tabla 30 presenta las masas iniciales y finales de los casquetes fabricados mediante texturizado láser. La condición lisa se mantiene como referencia común, reportada previamente en la Tabla 29.

Configuración	$m_{sup,i}$ (g)	$m_{sup,f}$ (g)	Δm_{sup} mg)	$m_{inf,i}$ (g)	$m_{inf,f}$ (g)	Δm_{inf} (mg)	Δm_{total} (mg)
Laser, (6x6), (d=1200um)	11,0905	11,0900	0,5	11,1352	11,1348	0,4	0,9
Laser, (6x1), (d=800um)	10,8037	10,8036	0,1	11,0219	11,0207	1,2	1,3
Laser, (6x1), (d=1000um)	11,1846	11,1843	0,3	11,1340	11,1326	1,4	1,7
Laser, (6x6), (d=1000um)	11,1401	11,1387	1,4	11,1792	11,1785	0,7	2,1
Laser, (6x1), (d=1200um)	11,1061	11,1042	1,9	11,1250	11,1225	2,5	4,4
Laser, (6x10), (d=1200um)	11,1914	11,1865	4,9	11,1141	11,1129	1,2	6,1
Laser, (6x10), (d=800um)	11,1481	11,1429	5,2	11,1751	11,1730	2,1	7,3
Laser, (6x10), (d=1000um)	11,2435	11,2417	1,8	11,0914	11,0843	7,1	8,9
Laser, (6x6), (d=800um)	10,7849	10,7764	8,5	11,0982	11,0971	1,1	9,6
Casquete Liso	11,2108	11,2038	7,0	11,0739	11,0711	2,8	9,8

Tabla 30 Masas iniciales, finales y pérdida aparente de masa de los casquetes microtexturizados mediante láser. Elaboración propia.

Los resultados de las configuraciones láser presentaron pérdidas aparentes totales entre 0,9 y 9,6 mg. Ninguna de las configuraciones láser superó la pérdida aparente de masa registrada para la condición lisa, igual a 9,8 mg. La mayor pérdida aparente de masa para esta tecnología se observó en la configuración láser 6×6, $d = 800\ \mu m$: $\Delta m_{total} = 9{,}6$ mg. Este valor fue muy próximo al obtenido para el casquete liso. La pérdida se concentró principalmente en el casquete superior, con una variación de 8,5 mg. La segunda mayor pérdida para la tecnología láser correspondió a la configuración 6×10, $d = 1000\ \mu m$: $\Delta m_{total} = 8{,}9$ mg. En este caso, la mayor variación ocurrió en el casquete inferior, con una pérdida aparente de 7,1 mg. Este comportamiento confirma que la distribución de la variación de masa entre los casquetes superior e inferior dependió de la configuración específica evaluada. Las configuraciones láser 6×1, $d = 800\ \mu m$; 6×1, $d = 1000\ \mu m$; 6×6, $d = 1000\ \mu m$; y 6×6, $d = 1200\ \mu m$, mostraron pérdidas aparentes totales inferiores a 2,1 mg. Estas diferencias deben interpretarse como variaciones de

baja magnitud, particularmente cuando los valores individuales fueron cercanos al intervalo de verificación de la balanza.

Finalmente la Tabla 31 resume los valores obtenidos mediante una comparación entre tecnologías que se efectuó utilizando la pérdida aparente total de masa de cada conjunto de casquetes en configuraciones geométricas equivalentes.

Configuración geométrica	$\Delta m_{\text{total, CNC}}$ (mg)	$\Delta m_{\text{total, Láser}}$ (mg)	Comparación descriptiva
6x1, d=800um	1,8	1,3	Variaciones bajas en ambas tecnologías
6x6, d=800um	12,8	9,6	Variación elevada en ambas; menor valor para láser
6x10, d=800um	10,3	7,3	Variación elevada en ambas; menor valor para láser
6x1, d=1000um	2,3	1,7	Variaciones bajas en ambas tecnologías
6x6, d=1000um	2,8	2,1	Variaciones bajas en ambas tecnologías
6x10, d=1000um	11,9	8,9	Variación superior para CNC
6x1, d=1200um	28,6	4,4	Diferencia marcada; mayor variación para CNC
6x6, d=1200um	1,2	0,9	Variaciones próximas al límite de verificación
6x10, d=1200um	8,2	6,1	Variación moderada; menor valor para láser

Tabla 31 Comparación de la pérdida aparente total de masa entre casquetes fabricados mediante CNC y láser. Elaboración propia.

La comparación descriptiva muestra que los casquetes fabricados mediante láser registraron pérdidas aparentes totales inferiores a las correspondientes configuraciones fabricadas por CNC. Este patrón fue particularmente evidente para la condición 6×1, $d = 1200\,\mu m$, donde la pérdida aparente fue de 28,6 mg para CNC y de 4,4 mg para láser. No obstante, esta diferencia no debe interpretarse todavía como una demostración estadística de superioridad del proceso láser respecto al CNC en términos de control de desgaste. Cada configuración fue evaluada una sola vez y no se cuenta con réplicas independientes que permitan estimar la dispersión experimental del pesaje o aplicar una prueba inferencial. Por tanto, la comparación se mantiene en un nivel descriptivo y debe contrastarse posteriormente con la morfología superficial, la caracterización dimensional de las cavidades y la respuesta de torque. La Ilustración 58 presenta la comparación de

la pérdida aparente total de masa entre ambas tecnologías y la condición lisa de referencia.

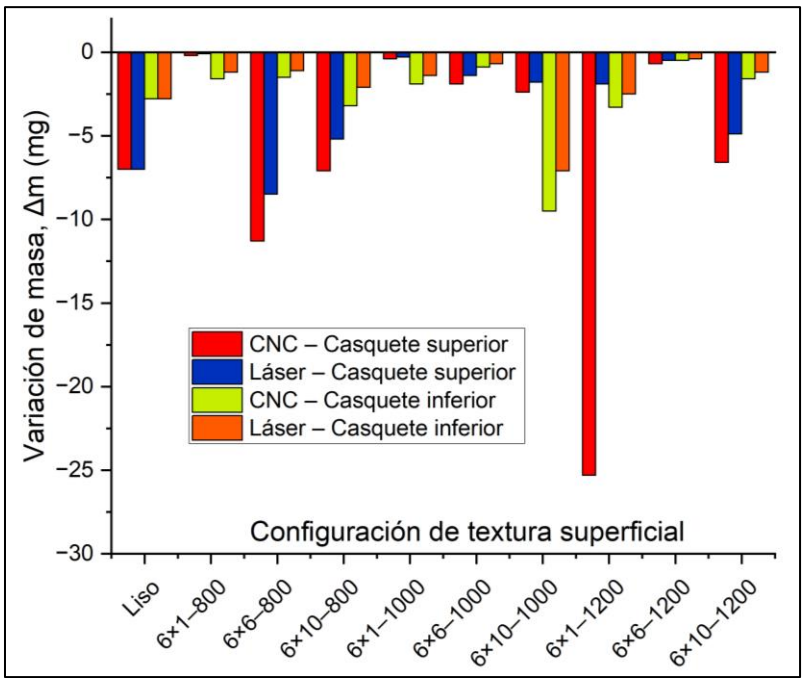


Ilustración 58 Pérdida aparente total de masa de los conjuntos de casquetes fabricados mediante CNC y láser para cada configuración microtexturizada.

La ilustracion permite identificar que la mayor pérdida aparente de masa correspondió a la configuración CNC 6×1, $d = 1200\ \mu m$. También se observa que las configuraciones con valores superiores o próximos a la condición lisa se concentraron principalmente en distribuciones de seis o diez filas axiales para diámetros de 800 y 1000 μm, así como en la condición CNC 6×1, $d = 1200\ \mu m$. Las configuraciones con variaciones de masas pequeñas no necesariamente presentaron los menores torques. Por ejemplo, CNC 6×6, $d = 1200\ \mu m$, presentó una pérdida aparente total de solo 1,2 mg, pero su torque promedio fue cercano al obtenido con el casquete liso. Por otro lado, la configuración láser 6×6, $d = 800\ \mu m$, presentó una reducción de torque respecto a la referencia, pero su pérdida aparente total de masa fue cercana a la condición lisa.

Esto evidencia que la pérdida aparente de masa y el torque no siguen una relación directa y monotónica. Una configuración puede reducir el requerimiento mecánico de

accionamiento sin presentar necesariamente la menor variación de masa, y una configuración con baja pérdida aparente de masa no garantiza por sí sola un comportamiento energético favorable. Por tanto, ambas respuestas deben integrarse posteriormente junto con la geometría real de las microtexturas y la condición superficial posterior al ensayo.

La condición CNC $6 \times 1,\ d = 1200\,\mu m,$ merece especial atención porque presentó simultáneamente la mayor pérdida aparente total de masa y una respuesta de torque desfavorable respecto al casquete liso. Esta coincidencia constituye una evidencia experimental coherente de comportamiento tribológico menos favorable para dicha configuración. Sin embargo, la confirmación del mecanismo responsable requiere el análisis post mortem de las superficies. La comparación directa entre procesos mostró una tendencia descriptiva hacia pérdidas aparentes de masa menores en las configuraciones láser respecto a sus equivalentes CNC. Sin embargo, esta observación no debe interpretarse como una conclusión estadística definitiva, debido a la ausencia de réplicas independientes de pesaje y de ensayo. Los resultados deben utilizarse como evidencia cuantitativa complementaria. La identificación de desgaste, transferencia de material, rayado, delaminación, pulido superficial o acumulación de residuos deberá confirmarse mediante el análisis post mortem de los casquetes.

3.10. Validación física y morfológica complementaria

La evaluación post mortem se realizó mediante inspección macroscópica y microscopía electrónica de barrido, SEM, de casquetes ensayados fabricados mediante CNC y láser. El propósito fue identificar la conservación de las microtexturas, la presencia de cambios superficiales localizados, marcas direccionales, depósitos adheridos, partículas, alteraciones en los bordes de las cavidades y características asociadas a la huella de contacto. Esta sección complementa los resultados de torque promedio, presión media en recámara, presión media efectiva resistente equivalente, MEP_{res}, y pérdida aparente de masa. La observación post mortem no se empleó como una prueba independiente de

desempeño, sino como evidencia física para interpretar si las tendencias mecánicas y análisis de pérdida de masa fueron coherentes con la condición superficial observada.

3.10.1. Selección de configuraciones representativas para el análisis post mortem

La inspección detallada se concentró en configuraciones representativas de los comportamientos observados durante los ensayos. Como se observa en la Tabla 32 La condición lisa se utilizó como referencia; la configuración CNC 6×10, $d = 800\ \mu m$, se seleccionó por presentar la mayor reducción de torque; la condición CNC 6×1, $d = 1200\ \mu m$, se seleccionó por combinar un torque desfavorable con la mayor pérdida aparente de masa; y la configuración láser 6×6, $d = 1000\ \mu m$, se seleccionó por mostrar una respuesta relativamente equilibrada entre reducción de torque y baja variación gravimétrica.

Configuración	Torque promedio (N·m)	Presión media en recámara (bar)	MEP_{res} (bar)	Pérdida aparente total de masa (mg)	Criterio de selección
Liso	5,73	19,20	2,43	9,8	Condición de referencia
CNC, 6x10, d=800um	5,00	19,32	2,12	10,3	Mayor reducción de torque
CNC, 6x1, d=1200um	6,02	17,11	2,56	28,6	Mayor pérdida aparente de masa y torque desfavorable
Láser, 6x6, d=1000um	5,36	20,65	2,27	2,1	Respuesta equilibrada entre torque y gravimetría

Tabla 32 Configuraciones seleccionadas para el análisis post mortem y relación con las respuestas experimentales. Elaboración propia.

3.10.2. Inspección macroscópica de los casquetes ensayados

La Ilustración 59 presenta una referencia visual entre un casquete liso no ensayado y un casquete liso después del ensayo. La condición no ensayada (Ilustración 59A) muestra una superficie continua, sin cavidades artificiales y con las marcas de acabado propias

del componente. En el casquete liso ensayado (Ilustración 59B) se observan cambios de reflectividad y marcas lineales distribuidas sobre la superficie de contacto.

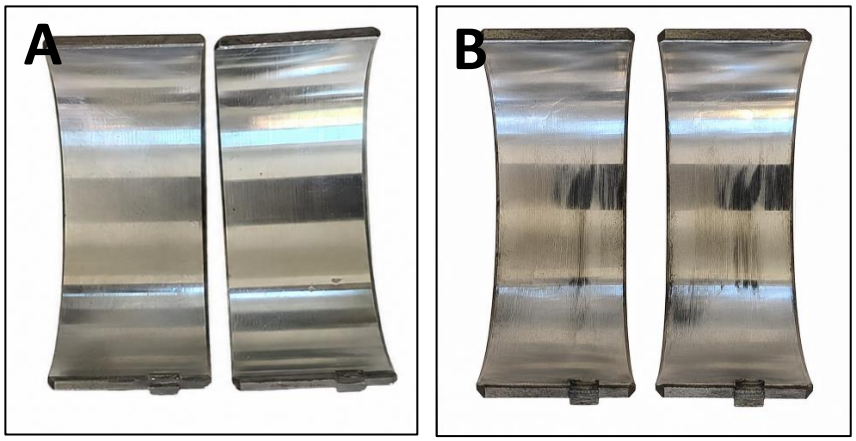


Ilustración 59 Comparación macroscópica entre un casquete liso no ensayado y un casquete liso después del ensayo: A) condición lisa de referencia antes del ensayo; B) condición lisa después del ensayo.

Las diferencias visuales deben interpretarse de forma cualitativa, debido a que la curvatura del casquete, la iluminación y los reflejos superficiales modifican la apariencia de las zonas fotografiadas. No obstante, la condición lisa ensayada permite establecer un patrón de referencia para comparar cambios de brillo, marcas lineales y zonas de contacto observadas en los casquetes microtexturizados.

La Ilustración 60 presenta las configuraciones seleccionadas de mayor interés experimental. En las fotografías de los casquetes microtexturizados se observa que las cavidades permanecen identificables después del ensayo. No se aprecia, a escala macroscópica, una eliminación completa o generalizada de la textura en las regiones observadas.

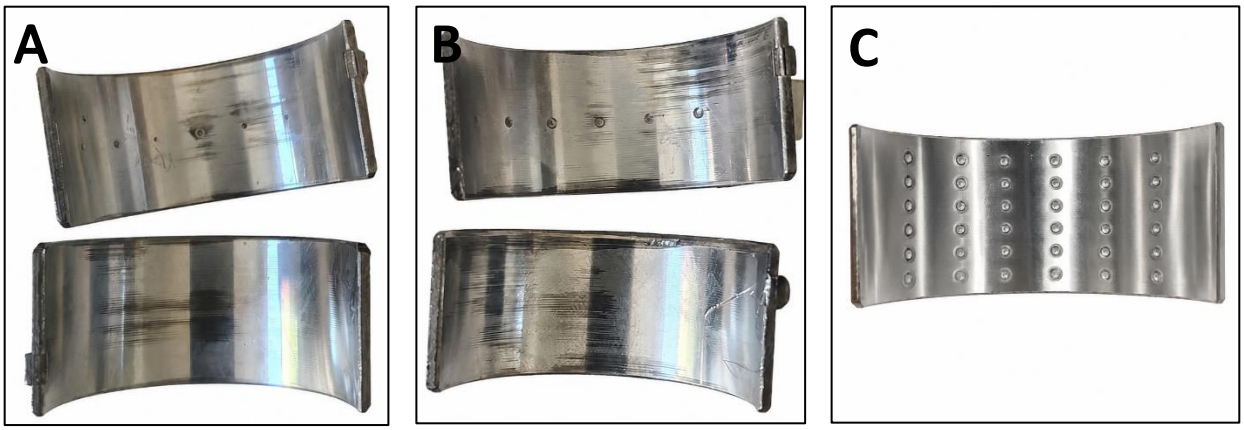


Ilustración 60 Inspección macroscópica post mortem de configuraciones representativas: A) CNC, 6×10, d=800 µm; B) CNC, 6×1, d=1200 µm; C) láser, 6×6, d=1000 µm.

La configuración CNC 6×10, $d = 800\ \mu m$, mantuvo cavidades distinguibles después del ensayo y presentó el menor torque promedio de toda la matriz experimental: $T = 5{,}00$ Nm La reducción de torque frente al casquete liso fue de 12,7 %, mientras que la pérdida aparente total de masa fue de 10,3 mg, valor cercano y ligeramente superior a la referencia lisa. Esta combinación muestra que la reducción del requerimiento mecánico de accionamiento no implica necesariamente la menor variación en la masa final. La configuración CNC 6×1, $d = 1200\ \mu m$, se presenta en la Ilustración 60B, se puede apreciar marcas de desgaste en la dirección de deslizamiento, principalmente en el casquete superior y en los bordes del infenior. Para esta configuración el torque promedio fue de: $T = 6{,}02$ Nm y la pérdida aparente total de masa alcanzó el valor de $\Delta m_{\text{total}} = 28{,}6$ mg. Esta configuración (CNC 6×1, $d = 1200\ \mu m$) presentó simultáneamente la mayor variación gravimétrica o de masa y un torque superior al del casquete liso. Si bien las cavidades aún son visibles, esta evidencia indica que la pérdida aparente de masa no fue causada por una desaparición macroscópica uniforme de toda la textura. Por tanto, la respuesta desfavorable debe estar relacionada con fenómenos localizados, tales como alteración de bordes, daño superficial concentrado, desprendimiento de partículas o condiciones tribológicas menos favorables en regiones específicas.

Finalmente, la configuración láser 6×6, $d = 1000\,\mu m$, presentó una respuesta intermedia y más equilibrada. El torque promedio fue de 5,36 Nm y la pérdida aparente total de masa fue de 2,1 mg. A escala macrográfica, las cavidades permanecen visibles y no se identificó una alteración generalizada de la distribución texturizada, tampoco se observan marcas de desgaste macroscópicamente. Sin embargo, la inspección visual por sí sola no permite determinar si las cavidades se encuentran parcialmente colmatadas, si existe modificación superficial de baja amplitud o si ocurrieron cambios químicos en la zona de contacto.

3.10.3. Evaluación SEM post mortem de casquetes fabricados mediante CNC

En la ilustración 61 se presentan las micrografías de las texturas CNC ensayadas. Las micrografías evidencian que las cavidades permanecen morfológicamente reconocibles en las regiones inspeccionadas. Se identifican bordes definidos, superficie adyacente con marcas direccionales de deslizamiento y zonas localizadas con acumulaciones de material particulado. Se observa una transición reconocible entre el interior de las cavidades y la superficie de contacto circundante. En la superficie externa se distinguen marcas direccionales compatibles con el sentido relativo de deslizamiento, así como zonas con contraste heterogéneo y acumulaciones puntuales de material. En la Ilustración 61A se identifica una acumulación de material en el interior del elemento de textura, también se identifican algunas señales de un desgaste abrasivo, sin llegar a ser el mecanismo predominante. Para el caso de la ilustración 61B se puede identificar la zona de *leading edge* (parte inferior de la figura) y de *trailing edge* (parte superior de la figura). En esta última zona se puede apreciar una acumulación de óxidos u residuos, partículas con morfología irregular, estructuras aglomeradas y discontinuidades locales. Sin embargo, la micrografía SEM por sí sola no permite establecer si tales partículas corresponden a material proveniente del casquete, a productos de reacción del lubricante, a contaminantes externos o a material transferido desde otro componente.

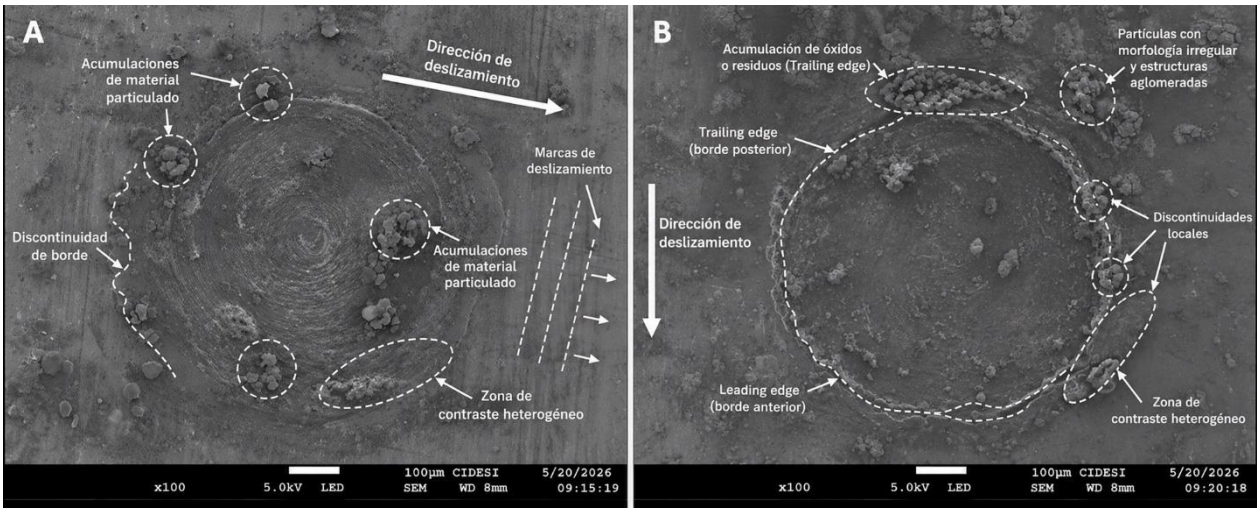


Ilustración 61 Micrografías SEM post mortem de un casquete fabricado mediante CNC, muestra: a) región central de la zona texturizada, 100×; b) borde de cavidad y superficie adyacente, 100×

3.10.4. Evaluación SEM post mortem de casquetes fabricados mediante láser

En la Ilustración 62 se presentan las micrografías SEM de los casquetes fabricados mediante láser. La imágenes muestran una respuesta superficial heterogénea dentro de las regiones observadas. En las cavidades evaluadas se observan zonas centrales con morfología más rugosa y regiones con fisuras locales. Adicionalmente se puede identificar una zona de afectación térmica debido al láser (zona circundante al elemento de textura, Ver Ilustración 62A). Dentro del elemento de textura se aprecia un agrietamiento dado, principalmente, por la fundición y rápido enfriamiento. Se puede observar una menor acumulación de partículas y unos muy leves surcos por abrasión. En la Ilistración 62B se realiza un aumento a la zona de afectación térmica. Se puede observar la presencia de material particulado y, muy probablemente, la presencia de óxidos.

De forma general, las cavidades láser permanecen identificables en las zonas examinadas, aunque algunas presentan ocupación parcial por material adherido. Esta observación es relevante porque una cavidad parcialmente llena puede modificar localmente su función tribológica. Una textura diseñada para actuar como reservorio de lubricante o generadora de microcuña puede perder parte de su función si se colmata de

manera permanente. No obstante, la inspección realizada corresponde a zonas puntuales y no permite determinar el grado de colmatación de toda la superficie texturizada.

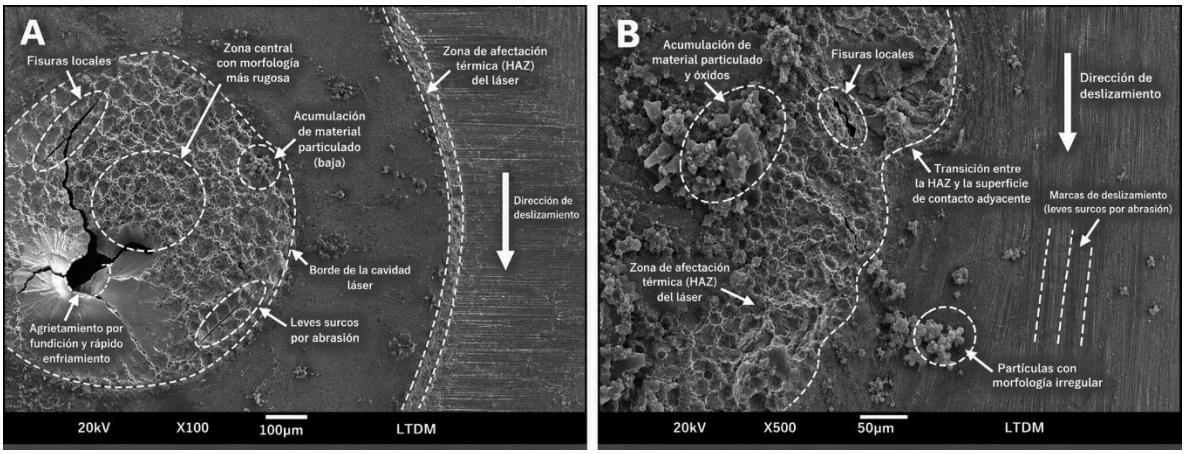


Ilustración 62 Micrografías SEM post mortem de un casquete fabricado mediante láser: A) cavidad y superficie adyacente, 100×; B) borde de cavidad con material adherido, 300×

En la Ilustración 63 *Mapas EDS cualitativos de una textura láser ensayada: A) imagen electrónica de la región analizada; B) distribución de carbono, C; C) distribución de oxígeno, O; D) distribución de aluminio, Al; E) distribución de silicio, Si; F) distribución de estaño,Sn.*

se presenta una imagen electrónica de los mapas composicionales de las muestras analizadas, se indentifica carbono, oxígeno, aluminio, silicio y estaño. Los mapas elementales obtenidos mediante espectroscopía de energía dispersiva de rayos X, EDS, se utilizaron para evaluar la distribución cualitativa de elementos en una zona texturizada fabricada mediante láser.

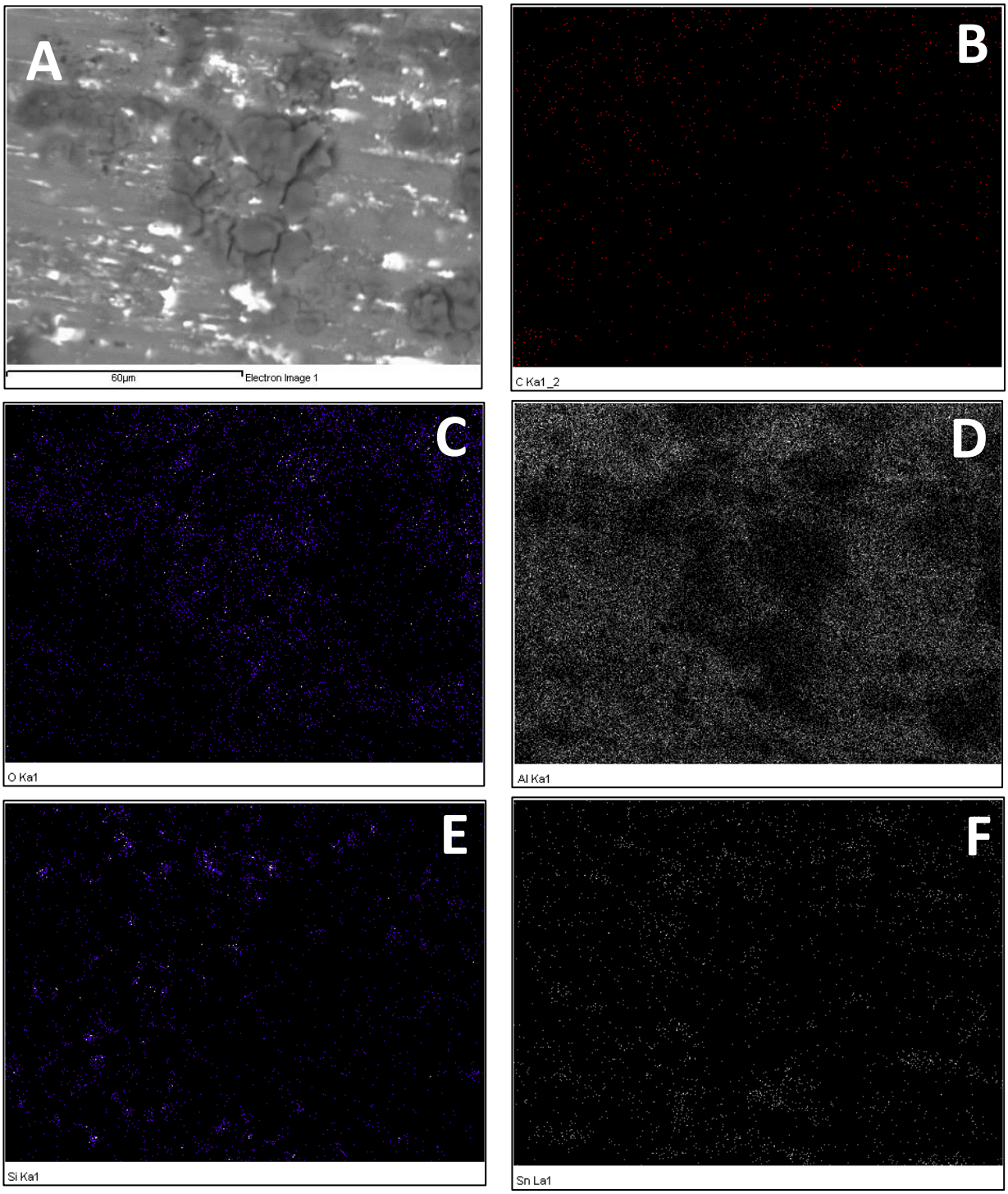


Ilustración 63 Mapas EDS cualitativos de una textura láser ensayada: A) imagen electrónica de la región analizada; B) distribución de carbono, C; C) distribución de oxígeno, O; D) distribución de aluminio, Al; E) distribución de silicio, Si; F) distribución de estaño,Sn.

Los mapas EDS evidencian una distribución superficial heterogénea de los elementos analizados. La presencia de aluminio y estaño es coherente con la composición esperada del sistema de casquete, mientras que las señales de oxígeno, silicio y carbono aparecen distribuidas de manera dispersa sobre la región evaluada. La señal de oxígeno sugiere la presencia de especies oxigenadas en la superficie, las cuales pueden estar relacionadas con oxidación superficial, residuos de lubricante degradado o partículas con contenido de oxígeno. Sin embargo, el mapa EDS no permite identificar el compuesto específico ni diferenciar entre óxidos metálicos, productos de lubricante u otros residuos sin un análisis químico adicional. La detección de silicio en zonas puntuales puede estar asociada a partículas externas, residuos minerales o contaminantes provenientes del ambiente, del lubricante o del procedimiento de manipulación. No obstante, esta interpretación debe mantenerse como una posibilidad, dado que no se cuenta con análisis cuantitativo puntual ni con espectros individuales de cada partícula. Los mapas EDS no mostraron una evidencia directa de hierro en la región analizada. En consecuencia, con la información disponible no es posible afirmar transferencia de material procedente de un componente ferroso del sistema como el moñon del cigüeñal (contraparte del casquete). La evidencia química permite confirmar heterogeneidad superficial, pero no permite cuantificar con precisión la contribución de cada elemento ni identificar de manera definitiva el origen de todas las partículas observadas.

En conclusion, la evaluación post mortem mostró que las microtexturas seleccionadas permanecieron visibles a escala macroscópica y reconocibles a escala microscópica en las regiones analizadas. Por tanto, las diferencias de torque y pérdida aparente de masa no pueden atribuirse a una eliminación generalizada de la textura después de los ensayos.

La configuración CNC 6×10, $d = 800\ \mu m$, presentó la reducción de torque más alta de la matriz experimental y mantuvo cavidades identificables después del ensayo. Sin embargo, su pérdida aparente de masa fue cercana a la condición lisa. Este resultado

indica que la reducción de la resistencia al giro no debe interpretarse como ausencia total de cambios superficiales. Es posible que la configuración haya favorecido una respuesta mecánica más eficiente, aun cuando ocurrieran procesos localizados de interacción superficial. La configuración CNC $6 \times 1,\ d = 1200\,\mu m,$ presentó un comportamiento desfavorable en torque y la mayor pérdida aparente de masa. La evidencia macrográfica mostró conservación visual de la matriz de cavidades, lo cual sugiere que la pérdida gravimétrica elevada no se debió a una remoción uniforme de toda la textura. La explicación más consistente es la existencia de daño localizado, pérdida superficial en regiones específicas o remoción de partículas durante el ensayo y la limpieza posterior.

Las imágenes SEM de CNC y láser evidenciaron depósitos, partículas y cambios morfológicos localizados. En ambos procesos se identificaron regiones con acumulación de material; por tanto, no puede afirmarse que una tecnología sea intrínsecamente libre de depósitos o degradación superficial. La diferencia entre CNC y láser debe interpretarse en función de la geometría real de las cavidades, el diámetro efectivo, la distribución de texturas y las condiciones tribológicas locales, no solamente a partir del proceso de manufactura.

Los resultados EDS asociados a la texturas láser confirmaron que los depósitos superficiales son químicamente heterogéneos. La presencia de aluminio y estaño es compatible con el material del casquete, mientras que oxígeno, silicio y carbono pueden relacionarse con especies superficiales, partículas o residuos. Esta evidencia respalda la necesidad de interpretar la pérdida aparente de masa como un indicador global y no como una medida directa y exclusiva de desgaste del sustrato.

En síntesis, la evaluación post mortem confirma que el comportamiento tribológico de las configuraciones analizadas fue espacialmente no uniforme. Las microtexturas se conservaron en las zonas examinadas, pero coexistieron con marcas direccionales, partículas adheridas, depósitos localizados y alteraciones superficiales de distinta intensidad. Estos resultados son coherentes con la necesidad de evaluar el desempeño

de los casquetes mediante la integración de torque, presión, MEP_{res}, variación de masas y evidencia morfológica.

3.11. Análisis integrado de la geometría real de la microtextura, la respuesta energética y la condición superficial

La evaluación integrada de los resultados permitió relacionar la geometría real de las microtexturas con la respuesta de torque, la presión media efectiva resistente equivalente, MEP_{res}, la pérdida aparente de masa y la condición superficial observada después de los ensayos. Esta integración confirmó que el desempeño de los casquetes no dependió únicamente de la tecnología de fabricación ni de la proximidad dimensional respecto al diseño nominal, sino de la combinación entre diámetro, distribución axial de cavidades y evolución superficial durante el contacto lubricado.

3.11.1. Análisis complementario de la respuesta sobre la geometría real fabricada

El diseño factorial desarrollado en la sección 3.8 se formuló sobre los niveles nominales de los factores geométricos, conforme se declara en la Metodología. Esta formulación resulta apropiada para el contraste de efectos entre niveles, pero no incorpora la información relativa a la desviación entre la geometría especificada y la efectivamente obtenida, la cual fue caracterizada en la sección 3.5 y difiere entre procesos de fabricación. Dado que la superficie que interactúa con la película lubricante es la geometría real y no la nominal, se desarrolla en este apartado un análisis complementario que emplea las variables geométricas medidas como predictores continuos de la respuesta energética.

La matriz de predictores se construye, para cada uno de los dieciocho tratamientos texturizados, con las variables siguientes: el diámetro real promedio medido conforme a la Tabla 13; la profundidad real promedio y la relación de aspecto efectiva conforme a la Tabla 14; la fracción de área texturizada y el volumen total de cavidades calculados

conforme a la subsección 1.2.2 y documentados en la Tabla 15 a partir de la geometría real; y la tecnología de fabricación como variable indicadora. Las variables de respuesta son el torque promedio y la presión media efectiva resistente equivalente.
Es importante de igual manera señalar que este análisis complementario se encuentra sujeto a la misma restricción de una única observación independiente por tratamiento declarada en la subsección 2.4.1, y que el número de predictores considerados frente al tamaño de la matriz experimental impone una interpretación estrictamente exploratoria. Su propósito no es sustituir el análisis factorial, sino verificar la consistencia de la interpretación cuando la geometría real sustituye a la nominal como variable explicativa, en línea con el principio sostenido a lo largo de este trabajo según el cual la tecnología de fabricación no actúa únicamente como un método para producir una forma nominal, sino que define la textura real que interactúa con la película lubricante.

El análisis factorial identificó el diámetro nominal como el factor con mayor influencia sobre el torque promedio. Esta tendencia fue consistente con la caracterización geométrica y con los resultados experimentales: los diámetros de 800 y 1000 μm concentraron las configuraciones con menor torque, mientras que el diámetro de 1200 μm presentó un comportamiento global menos favorable. Al aumentar el diámetro de la cavidad, la profundidad se mantuvo próxima a 100 μm, pero la relación profundidad-diámetro, (h/d), disminuyó. En consecuencia, las texturas de mayor diámetro no solo incrementaron el tamaño lateral de las cavidades, sino también la cobertura superficial texturizada y la interrupción de la superficie efectiva de soporte.

La Tabla 33 resume las configuraciones más representativas del comportamiento observado. La configuración CNC 6×10, con diámetro de 800 μm, presentó la mayor reducción de torque de toda la matriz experimental, con un valor de 5,00 N·m y una disminución de 12,7 % respecto al casquete liso. Además, la presión media en recámara fue de 19,32 bar, prácticamente igual a la condición de referencia. Por tanto, la reducción de torque no se asoció con una disminución importante de la presión interna del motor.

Esta condición mantuvo las microtexturas visibles después del ensayo, aunque su pérdida aparente total de masa fue de 10,3 mg, ligeramente superior al valor del casquete liso.

Configuración	**Torque (N·m)**	**Variación de torque respecto al liso (%)**	**Presión media en recámara (bar)**	MEP_{res}, **(bar)**	**Pérdida aparente total de masa (mg)**	**Interpretación integrada**
Casquete liso	5,73	0,0	19,20	2,43	9,8	Condición de referencia
CNC, 6x10, d=800 um	5,00	−12,7	19,32	2,12	10,3	Mayor reducción de torque; pérdida de masa próxima a la referencia
CNC, 6x1, d=1000 um	5,01	−12,6	19,97	2,13	2,3	Mejor balance entre reducción de torque y baja variación gravimétrica
Láser, 6x6), d=1000 um	5,36	−6,5	20,65	2,27	2,1	Respuesta equilibrada entre tecnología, torque y pérdida de masa
CNC, 6x1, d=1200 um	6,02	+5,1	17,11	2,56	28,6	Comportamiento menos favorable; mayor pérdida aparente de masa

Tabla 33 Integración de resultados representativos de geometría, torque, presión y pérdida aparente de masa. Elaboración propia.

La configuración CNC 6×10, con diámetro de 800 μm, presentó la mayor reducción de torque de toda la matriz experimental, con un valor de 5,00 N·m y una disminución de 12,7 % respecto al casquete liso. Además, la presión media en recámara fue de 19,32 bar, prácticamente igual a la condición de referencia. Por tanto, la reducción de torque no se asoció con una disminución importante de la presión interna del motor. Esta condición mantuvo las microtexturas visibles después del ensayo, aunque su pérdida aparente total de masa fue de 10,3 mg, ligeramente superior al valor del casquete liso.

La configuración CNC 6×1, con diámetro de 1000 μm, presentó una reducción de torque prácticamente equivalente, con 5,01 Nm, pero mostró una pérdida aparente total de masa

de solo 2,3 mg. En consecuencia, esta condición presentó el mejor equilibrio entre reducción de torque, disminución de MEP_{res} y baja variación de masa. La configuración láser 6×6, con diámetro de 1000 μm, también mostró una respuesta favorable, con una reducción de torque de 6,5 % y una pérdida aparente de masa de 2,1 mg. Aunque su reducción energética fue menor que la obtenida en las configuraciones CNC anteriores, presentó un comportamiento superficial y de masa final más estable.

En contraste, la configuración CNC 6×1, con diámetro de 1200 μm, presentó el comportamiento menos favorable. El torque aumentó hasta 6,02 N·m, el valor de MEP_{res} fue superior al de la condición lisa y la pérdida aparente total de masa alcanzó 28,6 mg. Esta respuesta fue coherente con la tendencia identificada en el análisis factorial, según la cual las cavidades de 1200 μm no favorecieron la reducción de torque. La condición observada sugiere que el incremento del diámetro, acompañado por una menor relación h/d y una mayor área texturizada, afectó de manera desfavorable la continuidad de la superficie portante y la respuesta local de lubricación.

La inspección post mortem mostró que las cavidades permanecieron identificables en las regiones evaluadas, tanto en las muestras CNC como en las fabricadas mediante láser. Por tanto, las diferencias en torque y pérdida de masa no se atribuyen a una desaparición uniforme de las microtexturas. Las micrografías SEM evidenciaron marcas direccionales de deslizamiento, depósitos discontinuos y partículas adheridas en zonas localizadas. Los mapas EDS realizados sobre la textura láser mostraron una distribución heterogénea de aluminio, estaño, oxígeno, silicio y carbono, compatible con una superficie afectada por partículas, residuos o productos de interacción tribológica. Sin embargo, esta evidencia no permite asignar de manera concluyente un mecanismo único de desgaste ni confirmar transferencia de material desde otro componente.

La comparación entre CNC y láser indicó que la tecnología de fabricación no presentó una superioridad global independiente de la geometría. Las diferencias observadas deben interpretarse considerando el diámetro efectivo, la distribución de cavidades, la

geometría real de los bordes y la condición superficial obtenida después del ensayo. En este sentido, el proceso de fabricación actuó como un factor que modifica la microtextura real, pero su efecto sobre el desempeño dependió de la configuración geométrica específica.

La Ilustración 64 permite resumir visualmente la relación entre reducción de torque y pérdida aparente total de masa para las configuraciones evaluadas.

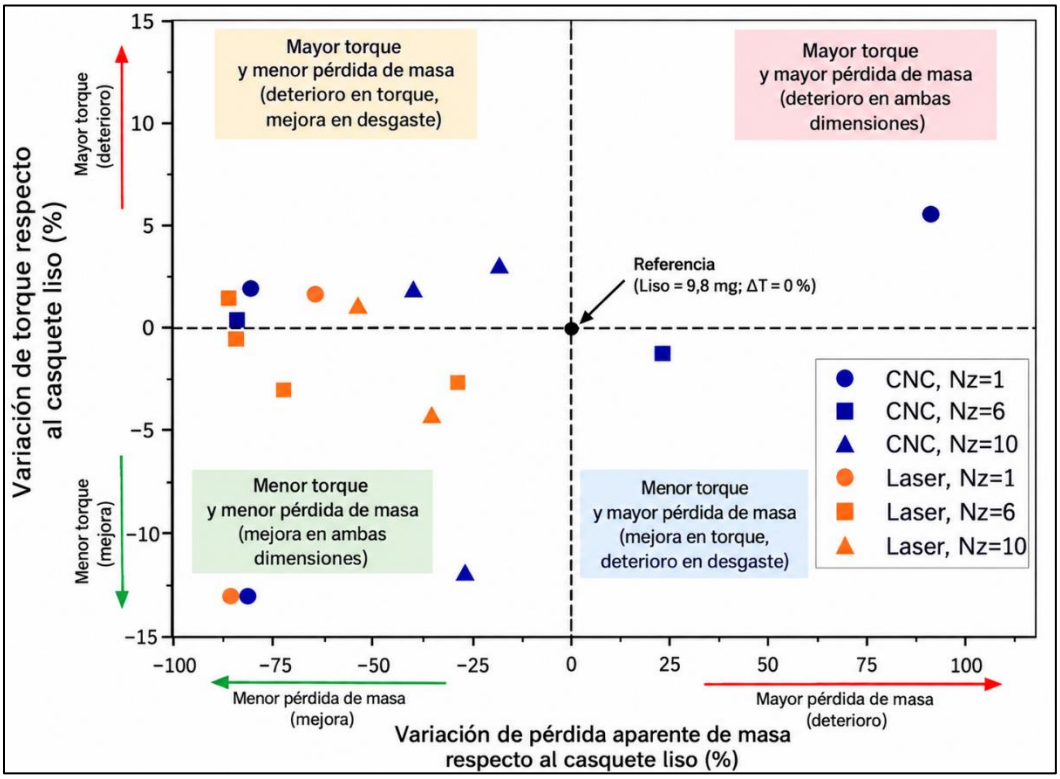


Ilustración 64 Relación entre la variación porcentual de torque respecto al casquete liso y la pérdida aparente total de masa de las configuraciones microtexturizadas fabricadas mediante CNC y láser. Elaboración propia

Las configuraciones ubicadas en el cuadrante inferior izquierdo representan condiciones con reducción de torque y pérdida aparente de masa inferior a la referencia lisa. Dentro de este grupo, la configuración CNC 6×1, $d = 1000\ \mu m$, y la condición láser 6×6, $d = 1000\ \mu m$, mostraron el comportamiento más equilibrado. La configuración CNC 6×10, $d = 800\ \mu m$, se mantiene como la condición de mayor interés energético por presentar la

reducción de torque más alta, aunque su variación de masa fue cercana a la condición lisa.

La integración de los resultados geométricos, energéticos, gravimétricos y post mortem permitió establecer que el desempeño de los casquetes microtexturizados dependió principalmente del diámetro de las cavidades. En el modelo factorial sin réplica, el diámetro fue el único factor con efecto estadísticamente significativo sobre el torque promedio y sobre la presión media efectiva resistente equivalente, MEP_{res}. En contraste, el número de filas axiales, N_z, la tecnología de fabricación y las interacciones dobles no presentaron significancia estadística global dentro de la matriz evaluada.

Desde el punto de vista de fidelidad geométrica, el mecanizado CNC produjo, en términos globales, microtexturas más próximas al diseño nominal. El error absoluto medio de diámetro fue aproximadamente 1,6 % para CNC, frente a 3,8 % para láser. De forma similar, las profundidades obtenidas mediante CNC presentaron una desviación promedio menor respecto a la profundidad nominal de 100 μm. No obstante, esta tendencia global no fue absoluta: para el diámetro nominal de 800 μm, el proceso láser presentó la menor desviación individual de diámetro. Por tanto, la mayor fidelidad geométrica global del CNC no implicó automáticamente un desempeño tribológico superior para todas las configuraciones.

La mayor reducción de torque se obtuvo con la configuración CNC 6×10, $d = 800\ \mu m$, la cual registró un torque promedio de 5,00 N·m. Este resultado equivale a una disminución de 12,7 % respecto al casquete liso y a un valor de: $MEP_{\text{res}} = 2{,}12$ bar frente a: $MEP_{\text{res,liso}} = 2{,}43$ bar. La presión media en recámara de esta configuración fue de 19,32 bar, prácticamente equivalente al valor de referencia de 19,20 bar. En consecuencia, su menor torque no se explica por una disminución relevante de la presión operativa del motor, sino que es consistente con una respuesta favorable asociada a la geometría y distribución de la microtextura. Sin embargo, la configuración con mejor

respuesta energética no fue la de menor pérdida aparente de masa. La condición CNC 6×10, $d = 800\ \mu m$, presentó una variación gravimétrica total de 10,3 mg, valor próximo y ligeramente superior a la condición lisa, igual a 9,8 mg. Este resultado confirma que el torque y la pérdida aparente de masa no siguen una relación directa. La reducción de la resistencia al giro puede coexistir con cambios superficiales localizados, acumulación de partículas o remoción de material que no se reflejan de manera proporcional en el torque promedio.

La configuración CNC 6×1, $d = 1000\ \mu m$, presentó el comportamiento más equilibrado al integrar respuesta energética y cambio de masa. Esta condición registró un torque de 5,01 Nm, correspondiente a una reducción de 12,6 % respecto al casquete liso, un valor de MEP_{res}de 2,13 bar y una pérdida aparente total de masa de 2,3 mg. La diferencia de pérdidas frente a otras configuraciones de baja masa debe interpretarse con cautela, debido a que varios valores se encuentran próximos al intervalo de verificación de la balanza. No obstante, esta configuración combinó una reducción importante de torque con una variación de masa claramente inferior a la referencia lisa.
De la integración de los resultados geométricos, energéticos, gravimétricos y post mortem se desprende que el desempeño no admite una tendencia única en función de un solo parámetro. El único factor con efecto estadísticamente significativo fue la escala geométrica de la cavidad, y su efecto es de umbral y no de tendencia continua; dicho factor, además, arrastra de manera confundida la relación de aspecto y la fracción de área texturizada, conforme se declara en la subsección 3.8.1. La consecuencia orientadora para la continuación de la línea de investigación (es decir, qué parámetros deben recibir mayor énfasis en trabajos posteriores) se desarrolla de manera explícita en la conclusión de cierre del capítulo de Conclusiones.

La menor pérdida aparente de masa medida correspondió a la configuración láser 6×6, $d = 1200\ \mu m$, con: $\Delta m_{\text{total}} = 0{,}9$ mg; sin embargo, este valor es cercano al intervalo de verificación de la balanza y, por tanto, no permite afirmar de manera concluyente que

esta condición presentó el menor desgaste real. Además, su torque promedio fue de 5,77 Nm, ligeramente superior al valor de referencia lisa. En consecuencia, una pérdida gravimétrica reducida no fue suficiente para clasificar esta configuración como favorable desde el punto de vista tribológico y energético. La configuración láser $6 \times 6,\ d = 1000\ \mu m$, presentó una alternativa de interés tecnológico. Su torque promedio fue de 5,36 N·m, equivalente a una reducción de 6,5 % respecto al casquete liso, mientras que la pérdida aparente total de masa fue de 2,1 mg. Aunque su reducción de torque fue menor que la obtenida en las configuraciones CNC $6 \times 10,\ d = 800\ \mu m,$ y CNC $6 \times 1,\ d = 1000\ \mu m$, esta condición mostró una respuesta equilibrada y confirma que el proceso láser puede producir configuraciones funcionales cuando la geometría efectiva de la cavidad y su distribución son adecuadas. La configuración CNC $6 \times 1,\ d = 1200\ \mu m$, presentó el comportamiento integrado menos favorable. El torque aumentó hasta 6,02 N·m, el valor de MEP_{res} alcanzó 2,56 bar y la pérdida aparente total de masa fue de 28,6 mg. Esta respuesta fue coherente con el efecto desfavorable observado para el diámetro de 1200 μmen el análisis factorial. La combinación de cavidades de mayor diámetro, menor relación profundidad-diámetro, h/d, y mayor interrupción de la superficie portante pudo afectar negativamente la respuesta local de lubricación y de contacto.

La inspección macrográfica y las micrografías SEM mostraron que las microtexturas permanecieron identificables en las regiones examinadas después de los ensayos. Por tanto, las variaciones de torque y de masa no se asociaron con una eliminación generalizada de las cavidades. Se observaron marcas direccionales de deslizamiento, depósitos discontinuos, partículas adheridas y zonas localizadas con morfología heterogénea. Los mapas EDS realizados sobre una textura láser ensayada evidenciaron una distribución superficial no uniforme de aluminio, estaño, oxígeno, silicio y carbono. Esta evidencia es compatible con la presencia de residuos, partículas o productos de interacción tribológica, pero no permite asignar de manera concluyente un único mecanismo de desgaste ni confirmar transferencia de material desde otro componente.

Por esta razón, no es metodológicamente válido declarar una configuración como aquella con “menor desgaste visual o microscópico” para toda la matriz experimental. Las imágenes post mortem corresponden a regiones seleccionadas y no se obtuvo una inspección SEM sistemática, bajo iguales aumentos y ubicaciones, para las dieciocho configuraciones. La evidencia disponible permite afirmar que las texturas se conservaron en las zonas analizadas y que la condición superficial fue heterogénea, pero no establecer una clasificación cuantitativa completa de desgaste visual entre todos los tratamientos.

En síntesis, el diámetro fue el parámetro de mayor influencia global sobre la respuesta tribológica, mientras que N_zy la tecnología de fabricación modificaron el comportamiento de manera dependiente de cada configuración. El CNC presentó mayor fidelidad geométrica global respecto al diseño, pero la tecnología por sí sola no determinó el mejor desempeño. La configuración CNC 6×10, $d = 800\ \mu m$, se identificó como la condición de mayor interés energético; la configuración CNC 6×1, $d = 1000\ \mu m$, presentó el mejor equilibrio entre reducción de torque y baja variación gravimétrica; y la configuración láser 6×6, $d = 1000\ \mu m$, se mantuvo como una alternativa favorable desde la perspectiva de desempeño combinado.

DISCUSIÓN

La presente investigación evaluó el efecto de microtexturas circulares fabricadas mediante CNC y láser sobre la respuesta tribológica de casquetes de biela ensayados en un bancomotor diésel accionado externamente. La discusión integra la fidelidad geométrica de las microtexturas, el torque requerido para el accionamiento, la presión media en recámara, la presión media efectiva resistente equivalente, MEP_{res}, la variación de la masa inicial vs la masa final y la condición superficial posterior al ensayo. El propósito no es repetir los resultados individuales, sino establecer una interpretación física coherente sobre la interacción entre geometría, proceso de fabricación, dinámica de la película lubricante y respuesta energética del sistema.

Los resultados mostraron que el diámetro nominal de las microtexturas fue el factor con mayor influencia sobre el torque promedio dentro del diseño factorial. Este resultado fue consistente tanto en el modelo de primer orden como en el modelo con interacciones dobles, mientras que el número de filas axiales, N_z, y la tecnología de fabricación no mostraron efectos principales estadísticamente significativos a nivel global. Esta observación es relevante porque indica que el desempeño no estuvo determinado únicamente por el hecho de texturizar la superficie, sino por la escala geométrica efectiva de las cavidades y por la forma en que estas modificaron la superficie funcional del casquete.

Los diámetros de 800 y 1000 μm concentraron las configuraciones con menor torque promedio, mientras que las cavidades de 1200 μm presentaron una respuesta global menos favorable. La configuración CNC 6×10, $d = 800\,\mu m$, presentó el menor torque de toda la matriz experimental, con una reducción de 12,7 % respecto al casquete liso. Por otra parte, la configuración CNC 6×1, $d = 1000\,\mu m$, mostró una reducción de torque prácticamente equivalente, de 12,6 %, pero con una pérdida aparente de masa considerablemente menor. Estos resultados indican que las configuraciones de 800 y 1000 μm fueron capaces de modificar favorablemente la respuesta energética del

sistema, aunque no necesariamente mediante el mismo mecanismo tribológico ni con la misma estabilidad superficial.

La respuesta desfavorable observada para el diámetro de 1200 μm, particularmente en la configuración CNC 6×1, resulta coherente con la literatura que advierte que una textura de mayor tamaño o profundidad relativa inadecuada puede interrumpir la superficie portante y perturbar la formación de la cuña hidrodinámica. Galda et al.[18] encontraron que cavidades relativamente grandes pueden incrementar el torque en condiciones estacionarias, aun cuando el sistema opere con una contribución hidrodinámica importante, debido a que las cavidades reducen localmente la continuidad de la superficie de soporte y alteran la película lubricante. En el presente estudio, las texturas de 1200 μm mantuvieron una profundidad próxima a 100 μm; por tanto, al aumentar el diámetro disminuyó la relación profundidad-diámetro, h/d, y simultáneamente aumentó el área superficial ocupada por las cavidades.

Esta modificación no debe interpretarse solamente como un incremento de tamaño lateral. Las cavidades de mayor diámetro representan una mayor interrupción de la superficie efectiva de carga, un cambio en la cobertura texturizada y una modificación del perfil local de la película. Bajo determinadas condiciones, esto puede disminuir la recuperación de presión en el "*trailing edge"* de la cavidad, aumentar la zona de ruptura de película o reducir la capacidad local de soporte hidrodinámico. Los modelos numéricos de Tala-Ighil y Fillon [23] muestran que la respuesta de un cojinete texturizado depende de forma sensible del tamaño, la distribución y la posición de la textura, particularmente por su influencia sobre el espesor mínimo de película, el ángulo de ruptura y el área activa de lubricación. De forma similar, Manser et al.[32] señalan que la geometría de fondo y la orientación de los gradientes de película pueden producir efectos favorables o desfavorables mediante mecanismos de microcuña o microescalón. Un perfil convergente puede contribuir a la recuperación de presión, mientras que una transición divergente puede producir una pérdida local de soporte [20].

En este trabajo no se midieron directamente el espesor mínimo de película, la excentricidad del eje, el campo local de presión hidrodinámica ni la extensión de cavitación. Por esta razón, no es posible afirmar que una configuración específica incrementó directamente la capacidad de carga o el espesor mínimo de la película. Sin embargo, la reducción de torque observada para las configuraciones de 800 y 1000 μm es compatible con una modificación favorable del equilibrio entre esfuerzo cortante viscoso, soporte hidrodinámico local y posibles contactos de asperezas. En contraste, el aumento de torque y la elevada pérdida aparente de masa en la condición CNC 6×1, $d = 1200\,\mu m$, sugieren que esta geometría no generó una condición de película tan favorable como las configuraciones de menor diámetro.

La discusión del régimen de lubricación requiere especial cuidado. Los ensayos se realizaron a 1800 rpm y con una temperatura de aceite controlada alrededor de 80 °C durante la ventana estable de análisis. Estas condiciones favorecen la formación de una película lubricante con contribución hidrodinámica importante, debido a la velocidad relativa entre el muñón y el casquete. No obstante, el sistema no puede clasificarse de manera concluyente como completamente hidrodinámico. La carga transmitida al conjunto biela-cigüeñal varía durante cada ciclo debido a la compresión del cilindro y a la cinemática del mecanismo, mientras que la viscosidad del lubricante depende de la temperatura local y de la historia térmica de cada ensayo.

Por tanto, la condición experimental debe interpretarse como compatible con un predominio de lubricación hidrodinámica durante la región estable de operación, pero con posibles eventos locales de lubricación mixta, fluctuaciones del espesor de película, cavitación y contacto de asperezas en zonas específicas del ciclo. Esta interpretación es especialmente relevante en las proximidades de los bordes de las cavidades, donde el espesor local de película cambia de forma abrupta.

Profito et al. [34] en su investigacion mostraron que el paso de una microtextura a través de un contacto lubricado puede producir una respuesta transitoria en tres etapas:

reducción local de presión al ingresar la cavidad en la zona de contacto, succión de lubricante asociada a cavitación y posterior expulsión o redistribución del fluido durante la salida de la cavidad. Estos mecanismos pueden ocurrir incluso cuando la respuesta promedio de fricción parece estable. En la presente investigación se analizaron valores promedio de torque obtenidos durante una ventana temporal estable, por lo que no fue posible resolver la respuesta de cada cavidad respecto al ángulo del cigüeñal. En consecuencia, la reducción de torque debe interpretarse como el resultado global de múltiples eventos locales de película, presión y cizallamiento distribuidos a lo largo del área texturizada.

La configuración parcial de la zona texturizada entre los ángulos definidos en el diseño es importante desde el punto de vista tribológico. La ubicación angular de las microtexturas determina si las cavidades interactúan principalmente con una región convergente, de máxima presión, de ruptura de película o de recuperación de presión. Tala-Ighil et al.[20] y Rosenkranz et al.[7] han mostrado que una textura parcial puede ser más efectiva que una textura distribuida sobre toda la superficie, siempre que se ubique en una región compatible con la dinámica del fluido. Sin embargo, en el presente estudio no fue posible medir la posición instantánea del máximo de presión hidrodinámica ni la actitud del eje dentro del casquete. Esta limitación también explica por qué el efecto de N_z no fue monotónico. Para el diámetro de 800 μm, la configuración CNC 6×10 presentó el menor torque de la matriz, mientras que la configuración 6×1 presentó la menor pérdida aparente de masa. El incremento de N_z no produjo una mejora monotónica de la respuesta. Una mayor cantidad de filas axiales puede aumentar el número de cavidades disponibles para actuar como reservorios de lubricante, trampas de partículas o elementos de microescalón. Sin embargo, también puede aumentar la fracción texturizada, disminuir la superficie continua de soporte y favorecer una mayor interacción entre zonas de cavitación o perturbaciones locales de flujo. Por ello, el número de filas axiales no debe considerarse una variable positiva por sí misma; su efecto depende de

la relación con el diámetro, la profundidad, la posición de la textura y la condición local de película.

El diseño ejecutado dispone de una única observación independiente por tratamiento, y los registros temporales adquiridos durante cada corrida, aun cuando comprenden un número elevado de muestras sobre la ventana estable de operación, no constituyen réplicas experimentales en sentido estadístico. La distinción es determinante: la promediación de un registro continuo estima con precisión el valor central de una unidad experimental, pero no informa sobre la variabilidad entre unidades experimentales sometidas al mismo tratamiento. Tratar dichos registros como observaciones independientes constituiría una pseudorreplicación y conduciría a una subestimación de la varianza y a una sobreestimación de la significancia de los contrastes.

Esta condición implica que las diferencias de torque observadas no son atribuibles de manera unívoca al efecto de la microtextura. En cada tratamiento concurren, sin posibilidad de separación, el efecto geométrico de la textura, la variabilidad dimensional propia del proceso de fabricación, la dispersión entre casquetes comerciales de un mismo lote, la repetibilidad del montaje y del torque de apriete del conjunto biela, y la condición de asentamiento superficial alcanzada durante la corrida. Bajo esta restricción, el hecho de que el diámetro haya emergido como el único factor con significancia estadística adquiere una lectura específica: se trata de un efecto suficientemente intenso para manifestarse aun bajo un esquema de baja potencia, lo cual refuerza la solidez de ese hallazgo particular sin extenderla a los actores restantes ni a las interacciones dobles.

Por consiguiente, las configuraciones identificadas como más favorables deben entenderse como condiciones prioritarias para verificación mediante replicación independiente, y no como configuraciones óptimas estadísticamente establecidas.

Conviene deshacer una posible ambigüedad de lectura en el pasaje anterior. La ausencia de medición de la posición instantánea del máximo de presión no constituye la causa del comportamiento no monotónico del número de filas axiales, sino la razón por la cual dicho comportamiento no pudo explicarse experimentalmente. El efecto de Nz se ejerce a

través de la densidad de textura, magnitud sobre la cual actúan en sentidos contrarios la reducción del esfuerzo cortante y la pérdida de superficie portante continua, conforme se desarrolla en la subsección 1.2.2; a ello se suma que la distribución de presión tampoco es uniforme en dirección axial. Al no disponerse de la posición instantánea de la región de carga ni de la actitud del eje, no fue posible discriminar cuál de estas contribuciones gobernó la respuesta observada en cada configuración.

La comparación entre CNC y láser mostró que el proceso de fabricación no fue un factor globalmente determinante del torque, pero sí influyó sobre la geometría real de las cavidades. El CNC presentó una mayor fidelidad dimensional global respecto al diseño nominal, especialmente para los diámetros de 1000 y 1200 μm, mientras que el láser presentó el mejor ajuste individual para el diámetro de 800 μm. Las profundidades obtenidas por ambos procesos se mantuvieron próximas a la profundidad de diseño. Sin embargo, las micrografías y los perfiles transversales mostraron diferencias morfológicas entre procesos: las cavidades CNC presentaron un perfil curvo con marcas concéntricas de mecanizado, mientras que las cavidades láser mostraron mayor variación local en el borde y en la transición hacia la superficie circundante. Estas diferencias son relevantes porque la tecnología de fabricación no actúa únicamente como un método para producir una forma nominal. El proceso modifica la textura real que interactúa con la película lubricante; una transición más gradual puede modificar de forma distinta la entrada y salida del fluido respecto a una cavidad con borde más abrupto o con irregularidades locales. Syed y Sarangi [24] advierten que, en superficies texturizadas, la dinámica del fluido puede verse afectada por cambios abruptos del espesor de película y por efectos inerciales locales. De manera similar, Profito et al.[12] muestran que el ingreso y la salida de una cavidad pueden modificar temporalmente la presión, la fracción de película y el contacto de asperezas.

No obstante, la evidencia disponible no permite afirmar que una tecnología produjo una mayor rugosidad funcional o una capa de material resolidificado responsable de una

respuesta tribológica particular. La presente investigación no incluyó una cuantificación sistemática de parámetros de rugosidad, tales como R_a, R_z, S_a, S_qo S_{sk}, antes y después del ensayo para todas las configuraciones. Por tanto, la discusión debe limitarse a diferencias morfológicas observadas y a su posible influencia sobre la película lubricante, sin atribuir mecanismos específicos no confirmados experimentalmente.

La configuración láser 6×6, $d = 1000\ \mu m$, merece especial atención porque presentó una reducción de torque de 6,5 % respecto al casquete liso y una pérdida aparente de masa de 2,1 mg. Aunque su respuesta energética fue menos favorable que la obtenida con las configuraciones CNC 6×10, $d = 800\ \mu m$, y CNC 6×1, $d = 1000\ \mu m$, mostró un comportamiento equilibrado entre torque y la variación de la masa. Este resultado demuestra que el láser puede producir configuraciones funcionales cuando la geometría efectiva es adecuada, pero no permite concluir que el proceso láser sea globalmente superior al CNC.

La comparación entre tecnologías de fabricación arroja resultados de signo opuesto según la dimensión considerada, circunstancia que exige una valoración integrada. El proceso láser presentó ventaja gravimétrica sistemática, con pérdidas aparentes de masa inferiores a las de las configuraciones CNC homólogas en la mayoría de las combinaciones geométricas evaluadas, pero introdujo discontinuidades superficiales en el fondo de las cavidades. El mecanizado CNC presentó mayor fidelidad dimensional global y una condición superficial más regular, caracterizada por marcas concéntricas asociadas a la trayectoria de la herramienta, pero conlleva la introducción de tensiones residuales subsuperficiales inherentes al proceso de corte.

Sobre esta base cabe formular, con estatuto de hipótesis y no de conclusión, la siguiente consideración de durabilidad. Las discontinuidades superficiales del texturizado láser constituyen concentradores de esfuerzo potenciales, desde los cuales puede producirse la nucleación de fisuras bajo carga cíclica; en un cojinete sometido a la carga alternante de un motor, ello representa un riesgo de fatiga superficial en operación prolongada. En

el caso del mecanizado, las tensiones residuales introducidas pueden ser de compresión (condición favorable frente a la nucleación de fisuras) o de tracción, según los parámetros de corte empleados; el presente trabajo no dispone de evidencia para determinar su signo ni su magnitud.

Debe subrayarse que ninguna de estas dos hipótesis fue verificada. La duración de los ensayos ejecutados no permite caracterizar la evolución del daño superficial, no se determinaron tensiones residuales por difracción de rayos X ni por método alguno, y no se ejecutaron ensayos de fatiga. La comparación entre tecnologías en términos de durabilidad permanece, por tanto, abierta: la ventaja gravimétrica del proceso láser observada en ensayos de corta duración no permite anticipar su comportamiento en operación prolongada, y constituye una línea de trabajo de interés prioritario.

La comparación con el estudio de Valdés Ortiz[22] debe realizarse con cautela. Valdés Ortiz reportó reducciones de hasta 6,4 % en torque y 5,9 % en FMEP para casquetes texturizados evaluados en un motor diésel monocilíndrico. En el presente estudio se alcanzaron reducciones de torque de hasta 12,7 %. Sin embargo, esta diferencia no debe interpretarse como una superioridad directa del presente trabajo, porque las condiciones de ensayo, las configuraciones geométricas, los métodos de cálculo y la definición de las variables no son idénticos. En particular, el valor MEP_{res} utilizado en esta investigación es una transformación del torque promedio y no corresponde a una FMEP estricta obtenida mediante trabajo indicado a partir de un ciclo presión-volumen sincronizado.

La presión media en recámara fue útil como variable de control para verificar la comparabilidad de las condiciones de operación, pero no debe confundirse con la presión hidrodinámica de la película lubricante. La configuración CNC 6×10, $d = 800\,\mu m$, presentó el menor torque con una presión media de 19,32 bar, prácticamente igual al valor de 19,20 bar registrado para el casquete liso. Esto fortalece la interpretación de que la reducción de torque no se debió simplemente a una reducción de la presión de

compresión. Sin embargo, no permite demostrar que la textura incrementó la presión local dentro de la película de aceite.

La evidencia gravimétrica y análisis micrográfico post mortem complementa esta interpretación. La configuración CNC 6×1, $d = 1200\ \mu m$, presentó simultáneamente el mayor torque, el mayor valor de MEP_{res} y la mayor pérdida aparente de masa, equivalente a 28,6 mg. Esta situación es consistente con una respuesta tribológica menos favorable. En contraste, configuraciones con pérdidas aparentes inferiores a 3 mg deben analizarse con prudencia, ya que algunos valores se encuentran próximos al intervalo de verificación de la balanza. Por tanto, no es válido clasificar estrictamente todas las configuraciones según “menor desgaste” únicamente a partir de la masa.

Las observaciones post mortem mostraron que las microtexturas permanecieron identificables en las regiones inspeccionadas. Las micrografías SEM revelaron marcas direccionales de deslizamiento, partículas adheridas, depósitos discontinuos y zonas superficiales heterogéneas. Los mapas EDS realizados sobre una textura láser ensayada mostraron distribuciones no uniformes de aluminio, estaño, oxígeno, silicio y carbono. Estos resultados son compatibles con la presencia de residuos, partículas o productos de interacción tribológica. Sin embargo, no permiten determinar de manera concluyente si los depósitos corresponden a lubricante degradado, óxidos, contaminantes externos, material del casquete o transferencia desde otro componente. Tampoco se identificó evidencia suficiente para establecer un mecanismo único de desgaste predominante.

Desde una perspectiva práctica, los resultados indican que la microtexturización de casquetes puede reducir el torque requerido para el accionamiento bajo condiciones controladas, pero el diseño no debe basarse exclusivamente en la reducción energética. La selección de una configuración debe considerar simultáneamente la fidelidad geométrica, el torque, la estabilidad de presión, la pérdida aparente de masa y la condición superficial posterior al ensayo. Bajo este criterio, la configuración CNC 6×10,

$d = 800\,\mu m$, representa la condición de mayor interés energético, mientras que la configuración CNC 6×1, $d = 1000\,\mu m$, presentó el mejor equilibrio entre reducción de torque y baja variación de masa entre la condición inicial y la final. La condición láser 6×6, $d = 1000\,\mu m$, se mantiene como una alternativa tecnológicamente viable y equilibrada.

En síntesis, se confirma que la microtextura no constituye una solución universal para la reducción de fricción. Su efecto depende de la interacción entre diámetro, profundidad relativa, distribución axial, ubicación angular, morfología real obtenida por fabricación y dinámica local de la película lubricante. Los resultados respaldan la hipótesis de que los diámetros de 800 y 1000 μm pueden generar configuraciones favorables en casquetes de biela bajo las condiciones evaluadas. Sin embargo, también demuestran que cavidades de mayor diámetro, como las de 1200 μm, pueden producir una respuesta desfavorable cuando incrementan la interrupción de la superficie portante y no generan una recuperación de presión suficiente para compensar dicha pérdida.

La principal implicación para trabajos futuros es que la optimización de microtexturas debe incorporar mediciones o modelación sincronizada con el ángulo de cigüeñal. Un modelo termo-hidrodinámico transitorio, basado en Reynolds con cavitación conservativa y acoplado a la carga dinámica del mecanismo biela-cigüeñal, permitiría estimar el espesor mínimo de película, el campo de presión, la fracción de cavitación y el esfuerzo cortante para cada configuración. Experimentalmente, esta mejora requeriría presión de cilindro sincronizada con ángulo de cigüeñal, medición de torque con resolución angular, repetición independiente de ensayos y caracterización topográfica cuantitativa antes y después de la prueba. Estas acciones permitirían diferenciar con mayor precisión los efectos hidrodinámicos favorables de los efectos asociados a desgaste, depósitos o variaciones de fabricación.

LIMITACIONES DEL ESTUDIO

Los resultados presentados en los capítulos precedentes se encuentran acotados por un conjunto de restricciones de orden metodológico, instrumental y operativo que se consignan a continuación de manera consolidada. Estas restricciones no constituyen líneas de trabajo futuro, sino condiciones que delimitan el alcance de lo que puede legítimamente concluirse a partir de la evidencia obtenida.

Replicación experimental. El diseño factorial se ejecutó con una única observación independiente por tratamiento. No fue posible estimar la varianza del error puro ni la interacción de tercer orden, la potencia de los contrastes es reducida y las diferencias observadas entre configuraciones no son atribuibles de manera unívoca al efecto de la microtextura. Los resultados constituyen evidencia comparativa de carácter exploratorio.

Estructura del factor geométrico. Al haberse fijado la profundidad nominal, el diámetro arrastra de manera determinista la relación de aspecto, la fracción de área texturizada y el volumen de cavidad. El efecto atribuido al diámetro corresponde, por tanto, al de un factor geométrico compuesto, y este trabajo no permite determinar cuál de las magnitudes acopladas lo gobierna.

Caracterización topográfica. No se determinaron de manera sistemática parámetros de rugosidad de perfil y áreas reales, volumen real de cavidad ni radio de borde, ni antes ni después del ensayo. En consecuencia, las diferencias de respuesta entre procesos de fabricación no pueden atribuirse a mecanismos superficiales específicos.

Variables de la película lubricante. No se midieron el espesor mínimo de película, la excentricidad y actitud del eje dentro del casquete, el campo local de presión hidrodinámica ni la extensión de la cavitación. Por consiguiente, no es posible afirmar que una configuración determinada incrementó la capacidad de carga o el espesor mínimo

de película; la interpretación hidrodinámica desarrollada en la Discusión posee carácter de compatibilidad y no de demostración.[35]

Indicador energético. El indicador MEPres constituye una transformación lineal del torque promedio bajo condiciones de velocidad y volumen desplazado constantes, y no una presión media efectiva de fricción obtenida mediante integración del ciclo presión-volumen con presión de cilindro sincronizada respecto del ángulo de cigüeñal. La comparación con valores de FMEP reportados en la literatura debe efectuarse con la cautela correspondiente.

Resolución gravimétrica. Varias de las variaciones de masa determinadas se sitúan en el entorno del umbral de incertidumbre establecido en la sección 3.9. Las diferencias inferiores a dicho umbral se reportan con carácter descriptivo y no se interpretan como diferencias de desgaste. La pérdida aparente de masa constituye un indicador complementario de la condición superficial.

Caracterización composicional. El análisis EDS practicado posee carácter cualitativo y semicuantitativo. La identificación del recubrimiento como sistema aluminio-estaño-silicio se sustenta en la distribución elemental observada; una determinación composicional concluyente requeriría análisis cuantitativo con patrones de calibración.

Mapa operativo. Los ensayos se ejecutaron en una única condición de velocidad de giro, 1800 rpm, y de temperatura de aceite, próxima a 80 °C. Los resultados no son extrapolables al conjunto del mapa de operación del motor, en particular a condiciones de arranque, de baja velocidad o de lubricación predominantemente mixta.

Duración del ensayo. La duración de las corridas no permite caracterizar la evolución del desgaste en el tiempo ni valorar las hipótesis de durabilidad formuladas en la Discusión respecto del agrietamiento superficial del texturizado láser y de las tensiones residuales

del mecanizado. Las observaciones post mortem describen la condición superficial alcanzada al término del ensayo y no un estado estacionario de desgaste.

CONCLUSIONES

La presente investigación analizó el comportamiento tribológico de casquetes de motores de combustión interna microtexturizados mediante CNC y láser, comparados con una condición lisa de referencia bajo condiciones controladas en un bancomotor diésel KAMA. Los resultados obtenidos permiten concluir que la microtexturización puede modificar favorablemente la respuesta energética del sistema, pero su efecto depende de la geometría real de las cavidades, su distribución sobre la superficie, el proceso de fabricación y la condición de lubricación desarrollada durante el ensayo.

1. Diseño geométrico de las microtexturas

El diseño de microtexturas circulares con profundidad nominal de $100\ \mu m$, diámetros de 800, 1000 y 1200 μm, y tres niveles de distribución axial, $N_z = 1$, 6 y 10, permitió evaluar de manera estructurada el efecto de la escala geométrica y de la densidad de cavidades sobre la respuesta tribológica de los casquetes. Se concluye que el diámetro de la microtextura no constituye una variable aislada. Al incrementar el diámetro de las cavidades se modificó simultáneamente la relación profundidad-diámetro, h/d, la cobertura superficial texturizada, el volumen disponible en las cavidades y la continuidad de la superficie portante. Por esta razón, el aumento del diámetro no produjo una mejora directa del comportamiento tribológico. Las configuraciones con diámetros nominales de 800 y 1000 μm concentraron las respuestas más favorables de torque. En contraste, las cavidades de 1200 μm mostraron una tendencia global menos favorable bajo las condiciones geométricas y operativas evaluadas. Esto indica que la selección de una textura debe considerar conjuntamente diámetro, profundidad, densidad superficial y

ubicación de la región texturizada, en lugar de aumentar únicamente el tamaño de las cavidades.

Esta conclusión se establece para el intervalo de diámetros de 800 a 1200 μm, a profundidad nominal constante de 100 μm, con distribución circunferencial fija de seis cavidades y fracción de área texturizada comprendida entre 0,32 % y 7,26 %, y no es extrapolable a relaciones de aspecto o densidades de textura situadas fuera de dicho intervalo. Debe recordarse, además, que el diámetro y la relación de aspecto se encuentran confundidos dentro de este diseño, conforme se declara en la subsección 3.8.1.

2. Fabricación de microtexturas mediante CNC y láser

Las tecnologías CNC y láser permitieron fabricar microtexturas funcionales sobre casquetes comerciales, conservando la geometría general de los patrones diseñados. La caracterización dimensional mostró que el CNC presentó una mayor fidelidad geométrica global respecto al diámetro nominal, con un error absoluto promedio cercano a 1,6 %, frente a 3,8 %, aproximadamente, para el proceso láser. Las cavidades mecanizadas mediante CNC mostraron, en términos generales, una menor dispersión dimensional y perfiles con marcas concéntricas asociadas a la trayectoria de mecanizado. Por su parte, las cavidades fabricadas por láser presentaron diferencias locales de borde y relieve, particularmente en los diámetros mayores. Sin embargo, estas diferencias geométricas no permitieron establecer una superioridad tribológica absoluta de una tecnología sobre la otra.

La comparación entre tecnologías se establece sobre la fidelidad dimensional y sobre la morfología observada; no se apoya en una caracterización topográfica cuantitativa, por lo cual no se atribuye a ninguna de las tecnologías un mecanismo superficial específico. La valoración en términos de durabilidad permanece abierta, conforme se desarrolla en la Discusión.

La principal conclusión asociada a este objetivo es que la tecnología de fabricación no puede evaluarse únicamente por su precisión dimensional. El proceso define la textura real que interactúa con la película lubricante, incluyendo la morfología de los bordes, el perfil de las cavidades y la condición superficial local. Por tanto, la comparación CNC-láser debe realizarse considerando simultáneamente la geometría fabricada y el desempeño experimental, no solamente la geometría nominal definida en CAD.

3. Desarrollo y validación del sistema experimental

La adaptación y puesta a punto del bancomotor permitió establecer un esquema experimental funcional para evaluar comparativamente casquetes lisos y microtexturizados en un conjunto mecánico representativo del sistema cigüeñal–biela. El banco permitió registrar torque, presión en recámara, temperatura de aceite y velocidad de giro durante los ensayos realizados a 1800 rpm. La estabilidad de las variables operativas durante la ventana de análisis permitió comparar las configuraciones bajo condiciones controladas. El sistema desarrollado constituye un aporte técnico relevante, ya que permitió trasladar la evaluación de las microtexturas desde contactos tribométricos simplificados hacia una condición más próxima a la operación real de un motor alternativo. No obstante, se concluye que la presión media en recámara debe interpretarse como una variable de control de la condición de ensayo y no como una medida directa de la presión hidrodinámica desarrollada en la película lubricante del casquete. Asimismo, el indicador calculado a partir del torque corresponde a una presión media efectiva resistente equivalente, MEP_{res}, y no a una FMEP estricta, debido a que no se contó con presión de cilindro sincronizada con el ángulo de cigüeñal ni con integración del ciclo presión-volumen.

Debe precisarse asimismo que la validación efectuada corresponde a una validación operativa del banco y no a una calibración metrológica de los sensores, cuya configuración se realizó a partir de las fichas técnicas de los equipos disponibles.

4. Evaluación tribológica y energética de las configuraciones

La evaluación experimental permitió identificar que el diámetro de las microtexturas fue el factor geométrico con mayor influencia sobre el torque promedio y sobre MEP_{res} dentro de la matriz experimental analizada. El número de filas axiales, N_z, y la tecnología de fabricación no mostraron un efecto global independiente; su influencia dependió de la combinación específica con el diámetro de las cavidades.

La configuración CNC 6×10, con diámetro de 800 μm, presentó la mayor reducción de torque de toda la matriz experimental. Esta condición registró un torque promedio de 5,00 Nm, equivalente a una reducción de 12,7 % respecto al casquete liso, cuyo torque fue de 5,73 Nm. Además, presentó un valor de MEP_{res} de 2,12 bar, inferior al valor de 2,43 bar de la condición lisa. La presión media en recámara fue de 19,32 bar, prácticamente igual a los 19,20 bar registrados para el casquete liso; por tanto, la reducción de torque no se asoció con una disminución significativa de la presión de compresión. La configuración CNC 6×1, con diámetro de 1000 μm, presentó el comportamiento más equilibrado al integrar la reducción de torque y la pérdida aparente de masa. Esta condición alcanzó un torque promedio de 5,01 Nm, una reducción de 12,6 % respecto al casquete liso, un MEP_{res} de 2,13 bar y una pérdida aparente total de masa de 2,3 mg. La configuración láser 6×6, con diámetro de 1000 μm, también mostró una respuesta favorable, al reducir el torque en 6,5 % y presentar una pérdida aparente total de masa de 2,1 mg.

En contraste, la configuración CNC 6×1, con diámetro de 1200 μm, presentó el comportamiento menos favorable. Registró un torque de 6,02 Nm, superior al valor del casquete liso, un MEP_{res} de 2,56 bar y una pérdida aparente total de masa de 28,6 mg. Este resultado confirma que cavidades de mayor diámetro no garantizan una mejora energética ni tribológica. Bajo la profundidad y distribución evaluadas, esta condición probablemente produjo una interrupción excesiva de la superficie portante y una respuesta menos favorable de la película lubricante. La pérdida aparente de masa no

presentó una relación directa con la reducción de torque. Algunas configuraciones redujeron el torque sin mostrar la menor variación gravimétrica, mientras que otras presentaron baja variación de masa sin una reducción energética relevante. Por tanto, la gravimetría debe considerarse un indicador complementario de la condición superficial y no una medida única de desgaste.

Estas diferencias se establecen bajo un esquema de una observación independiente por tratamiento y constituyen evidencia comparativa exploratoria. Al incorporar la incertidumbre propagada, conforme se reporta en la sección 3.7, las reducciones superiores al 6 % se distinguen con claridad de la condición de referencia, mientras que las configuraciones del tramo intermedio presentan bandas que comprenden el cero. Las configuraciones identificadas como más favorables se proponen, por tanto, como condiciones prioritarias para verificación mediante replicación independiente.

5. Condición superficial y aporte de la investigación

La evaluación post mortem mostró que las microtexturas permanecieron identificables en las regiones analizadas después de los ensayos, es decir, no hubo mecanismos muy agresivos de desgaste para ningún experimento. Las imágenes macrográficas y SEM evidenciaron marcas direccionales de deslizamiento, depósitos discontinuos y partículas adheridas en zonas localizadas. Los mapas EDS realizados sobre una textura láser evidenciaron distribuciones heterogéneas de aluminio, estaño, oxígeno, silicio y carbono, compatibles con una interacción superficial no uniforme.

No fue posible establecer un mecanismo único y concluyente de desgaste para todas las configuraciones, debido a que los depósitos observados pueden corresponder a residuos de lubricante, partículas retenidas, productos de oxidación, material del casquete o material transferido desde otras zonas del sistema. De lo anterior se sigue que se requieren experimentos de mayor duración para poder identificar la evolución de desgaste del sistema. Sin embargo, la caracterización permitió confirmar que las diferencias de torque y de masa no se explican por una degradación de las microtexturas

y resultan compatibles con una respuesta hidrodinámica diferenciada entre configuraciones. Debe precisarse que dicha respuesta hidrodinámica no fue medida de manera directa, por lo cual esta lectura posee carácter de compatibilidad con la evidencia disponible y no de demostración.

Como conclusión general, el trabajo demuestra que la microtexturización de casquetes puede reducir el torque requerido para el accionamiento del sistema bajo condiciones controladas, siempre que la geometría de las cavidades sea compatible con la dinámica de la película lubricante. Las configuraciones CNC 6×10, $d = 800\ \mu m$, CNC 6×1, $d = 1000\ \mu m$, y láser 6×6, $d = 1000\ \mu m$, se identifican como las condiciones de mayor interés para estudios posteriores. El principal aporte académico, técnico y profesional de la investigación consiste en establecer una metodología experimental que relaciona diseño geométrico, fabricación CNC–láser, respuesta energética, variación gravimétrica y análisis post mortem en casquetes comerciales de motores de combustión interna.

Conclusión orientadora para la continuación de la línea de investigación

El presente trabajo posee carácter exploratorio: evaluó dieciocho tratamientos texturizados con una observación independiente por tratamiento, sobre un espacio de diseño de tres diámetros, tres distribuciones axiales y dos tecnologías de fabricación, bajo una única condición de velocidad y temperatura. De un trabajo de esta naturaleza se espera, además del reporte de sus resultados, una orientación fundamentada sobre la continuación de la línea. Esta conclusión establece dicha orientación.

El hallazgo más robusto de la investigación es que el único factor con efecto estadísticamente significativo sobre el torque de accionamiento fue la escala geométrica de la cavidad, y que dicho efecto no es monotónico sino de umbral: las configuraciones de 800 y 1000 µm presentaron respuestas comparables y favorables, mientras que las de 1200 µm mostraron un deterioro marcado, con la condición CNC 6 × 1 de 1200 µm

registrando un incremento de torque respecto de la condición lisa. Este comportamiento de umbral, y no una tendencia continua, es el resultado que orienta la continuación.

Conforme se establece en la subsección 3.8.1, el factor diámetro arrastra de manera confundida la relación de aspecto, la fracción de área texturizada y el volumen de cavidad. En consecuencia, el umbral observado entre 1000 y 1200 µm admite tres interpretaciones físicas mutuamente indistinguibles dentro de este diseño: puede corresponder a la escala lateral de la cavidad respecto de la extensión de la región de carga; a la reducción de la relación de aspecto por debajo del valor necesario para la generación de presión por efecto de microcuña; o a la interrupción excesiva de la superficie portante continua al incrementarse la fracción de área texturizada.
De ello se deriva la orientación siguiente, formulada como jerarquía de prioridades experimentales. Primera prioridad: romper el confundimiento entre diámetro y relación de aspecto, mediante la incorporación de la profundidad como factor experimental independiente, con niveles definidos de modo que existan combinaciones de distinto diámetro con igual relación de aspecto e igual fracción de área texturizada. Esta determinación condiciona todo el diseño posterior de microtexturas para esta aplicación y constituye, por tanto, la prioridad de mayor rango.

Segunda prioridad: establecer la variabilidad experimental, mediante la replicación independiente de las configuraciones de mayor interés (CNC 6 × 10 con diámetro de 800 µm, CNC 6 × 1 con diámetro de 1000 µm y láser 6 × 6 con diámetro de 1000 µm, junto con la condición lisa), lo cual permitiría estimar el error puro y verificar si las diferencias observadas se sostienen frente a la variabilidad entre unidades experimentales. Sin esta verificación, la jerarquía de configuraciones establecida en este trabajo conserva carácter provisional.

Tercera prioridad: caracterizar la superficie funcional mediante determinación topográfica cuantitativa antes y después del ensayo, conforme al protocolo especificado en el capítulo

de Recomendaciones, lo cual permitiría vincular la respuesta tribológica con la geometría real y con su evolución, y diferenciar los efectos hidrodinámicos de los asociados a desgaste, depósitos o variaciones de fabricación.

Las restantes líneas (ampliación del mapa operativo, instrumentación con sincronización angular, evaluación de durabilidad mediante ensayos de duración extendida y determinación de tensiones residuales) conservan plena pertinencia, pero su rendimiento informativo depende de que las tres prioridades anteriores se hayan resuelto previamente. Establecer esta jerarquía, y no únicamente enumerar las líneas posibles, constituye el aporte orientador que esta investigación exploratoria puede legítimamente ofrecer.

RECOMENDACIONES

Con base en los resultados obtenidos, se recomienda que futuros trabajos orienten la optimización de microtexturas hacia diámetros cercanos a 800 y 1000 μm, debido a que estas configuraciones concentraron las respuestas más favorables de torque dentro de la matriz experimental evaluada. En particular, la configuración CNC 6×10, con diámetro de 800 μm, debe considerarse una condición prioritaria para validación adicional por presentar la mayor reducción de torque. De manera complementaria, la configuración CNC 6×1, con diámetro de 1000 μm, debe estudiarse como alternativa de interés debido a su comportamiento equilibrado entre reducción de torque y baja pérdida aparente de masa. La configuración láser 6×6, con diámetro de 1000 μm, también debe conservarse como referencia para la comparación entre tecnologías de fabricación.

Las siguiente recomendaciones se presentan conforme a la jerarquía de prioridades establecida en la conclusión orientadora de cierre: en primer lugar, la ruptura del confundimiento entre diámetro y relación de aspecto mediante la incorporación de la profundidad como factor independiente; en segundo lugar, la replicación independiente de las configuraciones de mayor interés; y en tercer lugar, la caracterización topográfica cuantitativa. Las restantes recomendaciones conservan pertinencia, pero su rendimiento informativo depende de que las tres anteriores se hayan resuelto.

No se recomienda ampliar directamente la aplicación de cavidades de 1200 μm bajo la misma profundidad nominal, distribución angular y condiciones de ensayo empleadas en este trabajo. La respuesta desfavorable observada en varias configuraciones de este diámetro, especialmente en CNC 6×1, indica que un incremento del diámetro puede afectar negativamente la continuidad de la superficie portante y la dinámica local de la película lubricante. No obstante, este resultado no implica que el diámetro de 1200 μm deba descartarse de manera definitiva. Su evaluación futura debería realizarse modificando simultáneamente la profundidad, la densidad superficial, la ubicación angular

de la textura y la fracción de área texturizada, evitando trasladar el mismo diseño geométrico a escalas de diámetro mayores.

Se recomienda incorporar la profundidad como un factor experimental independiente. En el presente estudio se mantuvo una profundidad nominal cercana a 100 μm, por lo que el aumento del diámetro produjo una disminución de la relación profundidad-diámetro, h/d. En futuros diseños de experimentos, conviene evaluar niveles de profundidad que permitan mantener o controlar esta relación geométrica. De esta forma sería posible separar el efecto propio del diámetro del efecto asociado al perfil relativo de la cavidad, al volumen disponible para lubricante y a la alteración local del espesor de película.

También se recomienda cuantificar explícitamente la densidad o fracción de área texturizada, en lugar de utilizar únicamente el número de filas axiales, N_z, como variable de diseño. Aunque N_z representa la cantidad de filas en dirección axial, su efecto físico está relacionado con el número total de cavidades, el área texturizada, la distancia entre texturas y la continuidad de la superficie de soporte. En consecuencia, futuros estudios deberían reportar variables como densidad de textura, área proyectada de cavidades, volumen total de cavidades y espaciamiento entre hoyuelos. Esto permitiría comparar configuraciones geométricas diferentes bajo parámetros funcionales equivalentes.

Para fortalecer la interpretación tribológica, se recomienda incorporar un codificador angular en el cigüeñal y sincronizar la señal de presión en cilindro con el ángulo de giro. Esta mejora permitiría obtener diagramas presión-volumen y analizar la evolución temporal de la carga durante los ciclos de compresión y expansión. Asimismo, posibilitaría separar con mayor rigor las pérdidas asociadas al trabajo de compresión, bombeo y fricción mecánica. Con esta instrumentación sería posible estimar una FMEP estricta, mientras que en el presente trabajo el indicador empleado debe conservarse como presión media efectiva resistente equivalente, MEP_{res}, derivada del torque promedio.

Se recomienda ampliar el rango de condiciones operativas del bancomotor. Los ensayos realizados a 1800 rpm y alrededor de 80 °C permitieron comparar las configuraciones

bajo una condición controlada, pero no permiten establecer el comportamiento de las texturas en todo el mapa de operación del motor. Futuros experimentos deberían incluir, como mínimo, niveles bajo, medio y alto de velocidad de giro, así como temperaturas de lubricante representativas de arranque, calentamiento y operación estabilizada. Esta ampliación permitiría analizar si las texturas favorables permanecen efectivas cuando cambia la viscosidad del aceite y cuando la película lubricante transita entre condiciones predominantemente hidrodinámicas y condiciones mixtas.

La comparación entre CNC y láser debe mantenerse, pero acompañada de una caracterización topográfica cuantitativa antes y después de los ensayos. Se recomienda medir parámetros de rugosidad bidimensionales y tridimensionales, tales como R_a, R_z, S_a, S_q, sesgo y curtosis, además de profundidad, diámetro efectivo, radio de borde y volumen real de las cavidades. El CNC mostró mayor fidelidad dimensional global respecto al diseño nominal, mientras que el láser presentó configuraciones funcionales con respuesta energética y gravimétrica favorable. Por tanto, la selección de tecnología no debe basarse únicamente en el diámetro obtenido, sino en la geometría superficial real que interactúa con la película lubricante.

El protocolo de caracterización topográfica recomendado debe comprender la determinación de parámetros de amplitud areas reales conforme a la norma, específicamente la altura media aritmética Sa, la altura media cuadrática Sq, el sesgo Ssk y la curtosis Sku, así como de los parámetros de perfil Ra y Rz, evaluados sobre la superficie no texturizada adyacente y sobre el fondo de la cavidad. Debe comprender asimismo la determinación del volumen real de cavidad, del radio de borde y del perfil de transición entre la cavidad y la superficie circundante, magnitudes que gobiernan la entrada y la salida del lubricante y que no quedan descritas por el diámetro y la profundidad nominales.

La instrumentación requerida corresponde a perfilometría óptica de variación de foco o interferometría de luz blanca para la caracterización, complementada con microscopía confocal para la resolución del perfil de borde. Las ubicaciones de medición deben

definirse de manera homóloga para todas las configuraciones y comprender, como mínimo, la región central del fondo de la cavidad, el borde de entrada, el borde de salida y la superficie no texturizada adyacente, tanto en la zona de carga como fuera de ella. La determinación anterior y posterior al ensayo sobre las mismas ubicaciones permitiría cuantificar la evolución de la superficie funcional y diferenciar con solidez entre remoción de material, depósitos, retención de partículas y alteración de bordes.

En futuros experimentos se deben realizar repeticiones independientes de cada tratamiento. Las señales temporales registradas durante un ensayo no constituyen réplicas experimentales, porque pertenecen a la misma prueba y comparten las mismas condiciones de montaje, lubricación y operación. Se recomienda efectuar al menos tres repeticiones por configuración, esta estrategia permitiría estimar adecuadamente la variabilidad experimental, fortalecer el análisis estadístico y evaluar las interacciones entre diámetro, número de filas axiales y tecnología de fabricación.

Finalmente, se recomienda estandarizar la evaluación post mortem. La inspección SEM y EDS debería efectuarse en ubicaciones equivalentes para todas las configuraciones, incluyendo región central, borde de cavidad, zona de salida y área no texturizada. Este procedimiento permitiría diferenciar con mayor solidez entre pérdida de material, depósitos, retención de partículas, alteración de bordes y posibles mecanismos de desgaste asociados a las condiciones de lubricación.

REFERENCIAS

[1] G. Ryk, Y. Kligerman, y I. Etsion, «Experimental Investigation of Laser Surface Texturing for Reciprocating Automotive Components», *Tribol. Trans.*, vol. 45, n.º 4, pp. 444-449, ene. 2002, doi: 10.1080/10402000208982572.

[2] A. Kovalchenko, O. Ajayi, A. Erdemir, G. Fenske, y I. Etsion, «The effect of laser surface texturing on transitions in lubrication regimes during unidirectional sliding contact», *Tribol. Int.*, vol. 38, n.º 3, pp. 219-225, mar. 2005, doi: 10.1016/j.triboint.2004.08.004.

[3] F. Huang y X. Jin, «Surface texture generation using high-feed milling with spindle speed modulation», *Precis. Eng.*, vol. 72, pp. 13-24, nov. 2021, doi: 10.1016/j.precisioneng.2021.04.005.

[4] Y. Wang, B. Zou, J. Wang, Y. Wu, y C. Huang, «Effect of the progressive tool wear on surface topography and chip formation in micro-milling of Ti–6Al–4V using Ti(C7N3)-based cermet micro-mill», *Tribol. Int.*, vol. 141, p. 105900, ene. 2020, doi: 10.1016/j.triboint.2019.105900.

[5] Z. Wu, H. Bao, Y. Xing, y L. Liu, «Tribological characteristics and advanced processing methods of textured surfaces: a review», *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 114, n.º 5-6, pp. 1241-1277, may 2021, doi: 10.1007/s00170-021-06954-2.

[6] P. Lu y R. J. K. Wood, «Tribological performance of surface texturing in mechanical applications—a review», *Surf. Topogr. Metrol. Prop.*, vol. 8, n.º 4, p. 043001, dic. 2020, doi: 10.1088/2051-672X/abb6d0.

[7] A. Rosenkranz, P. G. Grützmacher, C. Gachot, y H. L. Costa, «Surface Texturing in Machine Elements − A Critical Discussion for Rolling and Sliding Contacts», *Adv. Eng. Mater.*, vol. 21, n.º 8, p. 1900194, ago. 2019, doi: 10.1002/adem.201900194.

[8] A. Ahmadkhah y A. H. Kakaee, «Three-dimensional thermohydrodynamic investigation on the micro-groove textures in the main bearing of internal combustion engine for tribological performances», *Proc. Inst. Mech. Eng. Part J J. Eng. Tribol.*, vol. 235, n.º 4, pp. 854-869, abr. 2021, doi: 10.1177/1350650120941280.

[9] G. Fiaschi, M. Di Lauro, A. Ballestrazzi, A. Rota, F. Biscarini, y S. Valeri, «Tribological response of laser-textured steel pins with low-dimensional micrometric patterns», *Tribol. Int.*, vol. 149, p. 105548, sep. 2020, doi: 10.1016/j.triboint.2019.01.007.

[10] M. Kumar y K. N. Pandey, «Enhancing journal bearing performance through surface texturing: A comprehensive review of latest developments and future prospects», *Proc. Inst. Mech. Eng. Part E J. Process Mech. Eng.*, p. 09544089231211230, nov. 2023, doi: 10.1177/09544089231211230.

[11] D. Gropper, L. Wang, y T. J. Harvey, «Hydrodynamic lubrication of textured surfaces: A review of modeling techniques and key findings», *Tribol. Int.*, vol. 94, pp. 509-529, feb. 2016, doi: 10.1016/j.triboint.2015.10.009.

[12] F. J. Profito, S.-C. Vlădescu, T. Reddyhoff, y D. Dini, «Transient experimental and modelling studies of laser-textured micro-grooved surfaces with a focus on piston-ring cylinder liner contacts», *Tribol. Int.*, vol. 113, pp. 125-136, sep. 2017, doi: 10.1016/j.triboint.2016.12.003.

[13] E. Tomanik, F. J. Profito, y D. C. Zachariadis, «Modelling the hydrodynamic support of cylinder bore and piston rings with laser textured surfaces», *Tribol. Int.*, vol. 59, pp. 90-96, mar. 2013, doi: 10.1016/j.triboint.2012.01.016.

[14] A. Bharatish, G. R. Rajkumar, P. Gurav, G. Satheesh Babu, H. N. Narasimha Murthy, y M. Roy, «Optimization of laser texture geometry and resulting functionality of nickel aluminium bronze for landing gear applications», *Int. J. Lightweight Mater. Manuf.*, vol. 4, n.º 3, pp. 346-357, sep. 2021, doi: 10.1016/j.ijlmm.2021.04.004.
[15] Y. Liu, X. Yang, J. Ma, K. Li, M. Chen, y Y. Gu, «Research progress of surface texturing to improve the tribological properties: A review», *Proc. Inst. Mech. Eng. Part J J. Eng. Tribol.*, vol. 238, n.º 4, pp. 347-371, abr. 2024, doi: 10.1177/13506501231222522.
[16] S. Mishra y S. Aggarwal, «A Review of Performance of Textured Journal Bearing», *Tribol. Online*, vol. 18, n.º 7, pp. 494-507, nov. 2023, doi: 10.2474/trol.18.494.
[17] I. C. M. Filgueira Filho, A. C. Bottene, E. J. Silva, y R. Nicoletti, «Static behavior of plain journal bearings with textured journal - Experimental analysis», *Tribol. Int.*, vol. 159, p. 106970, jul. 2021, doi: 10.1016/j.triboint.2021.106970.
[18] L. Galda, J. Sep, A. Olszewski, y T. Zochowski, «Experimental investigation into surface texture effect on journal bearings performance», *Tribol. Int.*, vol. 136, pp. 372-384, ago. 2019, doi: 10.1016/j.triboint.2019.03.073.
[19] H. Wang, W. Bie, S. Zhang, y T. Liu, «Theoretical and Experimental Study of Friction Characteristics of Textured Journal Bearing», *Micromachines*, vol. 14, n.º 3, p. 577, feb. 2023, doi: 10.3390/mi14030577.
[20] N. Tala-Ighil, M. Fillon, y P. Maspeyrot, «Effect of textured area on the performances of a hydrodynamic journal bearing», *Tribol. Int.*, vol. 44, n.º 3, pp. 211-219, mar. 2011, doi: 10.1016/j.triboint.2010.10.003.
[21] U. Pettersson y S. Jacobson, «Textured surfaces for improved lubrication at high pressure and low sliding speed of roller/piston in hydraulic motors», *Tribol. Int.*, vol. 40, n.º 2, pp. 355-359, feb. 2007, doi: 10.1016/j.triboint.2005.11.024.
[22] M. Valdes Ortiz, «Numerical and Experimental Evaluation of Textured Surfaces in Connecting Rod Bearings of a Single-Cylindrical Diesel Engine», Tesis, Universidad Nacional de Colombia, Medellin, Colombia, 2025.
[23] N. Tala-Ighil y M. Fillon, «Surface texturing effect comparative analysis in the hydrodynamic journal bearings», *Mech. Ind.*, vol. 16, n.º 3, p. 302, 2015, doi: 10.1051/meca/2015001.
[24] I. Syed y M. Sarangi, «Hydrodynamic lubrication with deterministic micro textures considering fluid inertia effect», *Tribol. Int.*, vol. 69, pp. 30-38, ene. 2014, doi: 10.1016/j.triboint.2013.08.011.
[25] A. Usman y C. W. Park, «Numerical optimization of surface texture for improved tribological performance of journal bearing at varying operating conditions», *Ind. Lubr. Tribol.*, vol. 70, n.º 9, pp. 1608-1618, nov. 2018, doi: 10.1108/ILT-10-2017-0286.
[26] C. Shen y M. M. Khonsari, «Numerical optimization of texture shape for parallel surfaces under unidirectional and bidirectional sliding», *Tribol. Int.*, vol. 82, pp. 1-11, feb. 2015, doi: 10.1016/j.triboint.2014.09.022.
[27] O. Pinkus y B. Sternlicht, *Theory of Hydrodynamic Lubrication*. McGraw-Hill, 1961.
[28] O. A. Keshk, H. ELGamal, O. Mokhiamar, y A. M. Saleh, «Numerical analysis and optimization of continuous texture geometries in thermo-hydrodynamic journal bearings», *Sci. Rep.*, vol. 15, n.º 1, p. 43254, dic. 2025, doi: 10.1038/s41598-025-28064-9.
[29] C. Gu, Y. Cui, y D. Zhang, «Research on the Optimal Design Approach of the Surface Texture for Journal Bearings», *Lubricants*, vol. 12, n.º 4, p. 111, mar. 2024, doi: 10.3390/lubricants12040111.

[30] E04 Committee, *Guide for Preparation of Metallographic Specimens*. doi: 10.1520/E0003-11.
[31] American Society for Metals Lyman, *Atlas of microstructures of industrial alloys*, 8° Edición. American Society for Metals, 1972.
[32] B. Manser, I. Belaidi, A. Hamrani, S. Khelladi, y F. Bakir, «Texture shape effects on hydrodynamic journal bearing performances using mass-conserving numerical approach», *Tribol. - Mater. Surf. Interfaces*, vol. 14, n.º 1, pp. 33-50, ene. 2020, doi: 10.1080/17515831.2019.1666232.
[33] X. Sun, J. Jiang, F. Guo, X. Li, y D. Wang, «Recent advances in laser surface texturing for improving tribological properties of materials (2020–2025)», *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 141, n.º 7, pp. 3557-3598, dic. 2025, doi: 10.1007/s00170-025-16898-6.
[34] F. J. Profito, S. C. Vladescu, T. Reddyhoff, y D. Dini, «Numerical and experimental investigation of textured journal bearings for friction reduction», *Tribol. Int.*, vol. 195, p. 109643, jul. 2024, doi: 10.1016/j.triboint.2024.109643.
[35] F. Shang *et al.*, «Calibration of Oil Film Thickness Acoustic Reflection Coefficient of Bearing under Multiple Temperature Conditions», *Lubricants*, vol. 12, n.º 4, p. 125, abr. 2024, doi: 10.3390/lubricants12040125.