



Optimización fluidodinámica de un microrreactor para la síntesis de catalizadores FeNiCo-LDH

Ananda Javiera Glaría Véjar

Memoria de Título presentada a la Facultad de Ingeniería de la Universidad de Concepción para optar al título profesional de Ingeniero Civil Aeroespacial

Profesor guía:

Dr. Enrique Wagemann Herrera.

Julio 2026
Concepción, Chile

©2026 Ananda Javiera Glaría Véjar

Se autoriza la reproducción total o parcial, con fines académicos, por cualquier medio o procedimiento, incluyendo la cita bibliográfica del documento



Agradecimientos

Esta memoria fue desarrollada con el apoyo de ANID/CONICYT, a través del proyecto FONDECYT Iniciación 11240551. Powered@NLHPC: Esta tesis fue parcialmente apoyada por la infraestructura de supercómputo del NLHPC (CCSS210001)

Este trabajo representa el cierre de una etapa que no habría sido posible sin el apoyo, la confianza y el cariño de muchas personas que me acompañaron en el camino. A todas ellas, mi más profundo agradecimiento.

A mi mamá, por haberme criado con amor y dedicación, por enseñarme que todo se consigue con esfuerzo y por recordarme siempre que era capaz e inteligente.

A Iván, por acompañarme en los momentos más difíciles, por sostenerme cuando sentía que no sería capaz de terminar este proceso y por creer en mí incluso cuando yo había dejado de hacerlo. Gracias por tu paciencia, tu apoyo incondicional y por caminar a mi lado durante este desafío.

A mi papá, por su apoyo durante estos años. Gracias por brindarme la tranquilidad y las oportunidades necesarias para dedicarme a este desafío; ese respaldo significó mucho más de lo que las palabras pueden expresar.

A mis amigos y a toda mi familia, gracias por acompañarme, por comprender mis ausencias y celebrar mis pequeños avances. A Carla, gracias por estar presente, por escucharme, apoyarme y compartir conmigo este camino. Tu amistad ha sido un regalo invaluable.

A todos los profesores que formaron parte de mi formación profesional. En particular, al profesor Wagemann, por confiar en mí desde el proyecto que desarrollamos el año pasado y darme la oportunidad de continuarlo a través de esta memoria. Gracias por su constante apoyo, por estar presente en cada etapa de esta investigación, por orientarme cuando surgían dudas y por darme la confianza necesaria para desarrollar este trabajo con autonomía.

A mi abuelo, a mi tío Luciano y a mi tío Nancho. Aunque hoy ya no estén físicamente, los llevo conmigo en cada paso que doy. Estoy segura de que se sentirían profundamente orgullosos, no solo por este logro, sino también por todo el esfuerzo, las dificultades superadas y la perseverancia que hicieron posible llegar hasta aquí.

Y, finalmente, a mi abuela, por enseñarme con su ejemplo lo que significa ser fuerte incluso en los momentos más difíciles, y por demostrarme que aceptar ayuda y dejarse querer también es una forma de fortaleza.

A todos ustedes, gracias por ser parte de este logro. Esta memoria también les pertenece.



Resumen

La síntesis continua de catalizadores FeNiCo-LDH requiere un mezclado rápido y homogéneo, debido a las diferencias entre los productos de solubilidad de los cationes metálicos, las cuales pueden provocar precipitación preferencial, segregación de fases y una distribución no uniforme. En este contexto, la presente memoria tuvo como objetivo optimizar la geometría de un microrreactor de flujo oscilatorio mediante simulaciones de Dinámica de Fluidos Computacional, incorporando obstáculos triangulares en la cámara divergente para intensificar el mezclado sin superar una caída de presión operacional de 45,000 Pa.

Se desarrolló un estudio numérico, comparativo y paramétrico en ANSYS Fluent. Inicialmente, se evaluaron 40 configuraciones geométricas a un número de Reynolds de 400, variando la ubicación longitudinal, la separación respecto de las paredes y el ángulo de los obstáculos. Las geometrías con un índice de mezcla superior al 75 % fueron analizadas posteriormente en el intervalo $100 \leq Re \leq 3,200$, considerando el índice de mezcla, la caída de presión y una eficiencia basada en el número de Euler. Finalmente, las configuraciones de mejor desempeño fueron comparadas con el diseño base mediante la tasa de deformación, la helicidad y los coeficientes de estiramiento y compresión.

Los resultados mostraron que una separación de 1 mm, un ángulo de 110° y las ubicaciones de 8.95 y 12.925 mm favorecieron la homogeneización. La geometría 12.925_1_110 presentó el mejor desempeño preliminar, con un índice de mezcla de 84.15% a $Re = 400$. En el análisis posterior, las geometrías 8.95_1_110 y 12.925_1_110 alcanzaron índices de mezcla superiores al 95%, mantuvieron la caída de presión bajo 45,000 Pa hasta un Re de 2,400 y conservaron eficiencias cercanas al 41%. En cambio, a $Re = 3,200$, todas las configuraciones excedieron el límite de presión, por lo que esta condición fue descartada.

El análisis cinemático evidenció que los obstáculos intensificaron los gradientes de velocidad, la interacción entre velocidad y vorticidad, y los procesos de estiramiento y compresión de las estructuras de vórtices. Además, su ubicación determinó la región del microrreactor donde estos mecanismos se desarrollaron con mayor intensidad. Se concluye que las geometrías optimizadas mejoraron significativamente el mezclado y permitieron cumplir simultáneamente los criterios de homogeneización y viabilidad hidráulica, aunque su eficiencia no fue superior a la del diseño original en todas las condiciones. Estos resultados constituyen una base para una futura fabricación, validación experimental y aplicación del microrreactor en la síntesis continua de FeNiCo-LDH.



Abstract

The continuous synthesis of FeNiCo-LDH catalysts requires rapid and homogeneous mixing due to differences in the solubility products of the metal cations, which can lead to preferential precipitation, phase segregation, and non-uniform composition. In this context, the objective of this thesis was to optimize the geometry of an oscillatory flow micromixer through Computational Fluid Dynamics simulations, incorporating triangular obstacles into the divergent chamber to enhance mixing without exceeding an operational pressure drop of 45,000Pa.

A numerical, comparative, and parametric study was conducted using ANSYS Fluent. Initially, 40 geometric configurations were evaluated at a Reynolds number of 400 by varying the longitudinal position, wall clearance, and obstacle angle. Geometries with a mixing index above 75% were subsequently analyzed over the range $100 \leq Re \leq 3,200$, considering the mixing index, pressure drop, and an efficiency metric based on the Euler number. Finally, the best-performing configurations were compared with the baseline design using the strain rate, helicity, and stretching and compression coefficients.

The results showed that a wall clearance of 1mm, an angle of 110° , and obstacle positions of 8.95 and 12.925mm promoted homogenization. The 12.925_1_110 geometry exhibited the best preliminary performance, achieving a mixing index of 84.15% at $Re = 400$. In the subsequent analysis, the 8.95_1_110 and 12.925_1_110 geometries achieved mixing indices above 95%, maintained the pressure drop below 45,000Pa up to $Re = 2,400$, and retained efficiencies close to 41%. However, at $Re = 3,200$, all configurations exceeded the pressure limit, and this operating condition was therefore discarded.

The kinematic analysis showed that the obstacles intensified velocity gradients, the interaction between velocity and vorticity, and the stretching and compression processes of vortex structures. Furthermore, their location determined the region of the micromixer where these mechanisms developed most intensely. It is concluded that the optimized geometries significantly improved mixing and simultaneously met the criteria for homogenization and hydraulic feasibility, although their efficiency was not superior to that of the original design under all operating conditions. These results provide a basis for future fabrication, experimental validation, and application of the micromixer in the continuous synthesis of FeNiCo-LDH.



Contenidos

Lista de Figuras	6
Lista de Tablas.....	8
Nomenclatura	9
Símbolos griegos	10
1 Introducción	12
1.1 Contexto	12
1.2 Hipótesis.....	14
1.3 Objetivos.....	14
1.3.1 Objetivo general	14
1.3.2 Objetivos específicos	15
1.4 Descripción del trabajo	15
2 Metodología	17
2.1 Geometría y Parametrización	18
2.2 Simulación CFD	21
2.3 Procedimientos de Recolección y Análisis de Datos	24
3 Resultados.....	30
3.1 Análisis de independencia de malla	30
3.2 Evaluación de las 40 configuraciones geométricas	31
3.3 Desempeño de las geometrías en función del número Reynolds.....	32
3.4 Parámetros cinemáticos	36
3.4.1 Tasa de deformación promedio	36
3.4.2 Helicidad positiva y negativa	41
3.4.3 Coeficientes de estiramiento y compresión	46
3.4.4 Síntesis de la interpretación fluidodinámica	52
4 Conclusiones.....	56
Referencias.....	58



Lista de Figuras

Figura 1: Componentes principales del microrreactor de flujo oscilatorio utilizado como geometría base: entradas centrales y laterales, cámara divergente, canales de retroalimentación, cámara convergente y canal de salida. Adaptado de Zhou et al. (2025) [12].	18
Figura 2: Dimensiones principales de la geometría base del microrreactor de flujo oscilatorio. Todas las dimensiones lineales se expresan en milímetros. Adaptado de Zhou et al. (2025) [12].	19
Figura 3: Parámetros geométricos utilizados para la generación de las configuraciones modificadas: ubicación longitudinal, separación lateral y ángulo interior del obstáculo triangular. También se indican las secciones longitudinales L1 y L2 empleadas posteriormente en el análisis cinemático.	20
Figura 4: Índice de mezcla en función del número de Reynolds para el diseño base y las geometrías seleccionadas.	33
Figura 5: Caída de presión en función del número de Reynolds para el diseño base y las geometrías seleccionadas.	34
Figura 6: Eficiencia de mezcla en función del número de Reynolds para el diseño base y las geometrías seleccionadas.	35
Figura 7: Tasa de deformación promedio en la sección transversal central en función del número de Reynolds para las geometrías original, 8.95_1_110 y 12.925_1_110.	36
Figura 8: Contornos de tasa de deformación en la sección transversal central para las geometrías original, 8.95_1_110 y 12.925_1_110 a $Re = 2400$.	37
Figura 9: Tasa de deformación promedio en la sección longitudinal L1 en función del número de Reynolds para las geometrías original, 8.95_1_110 y 12.925_1_110.	39
Figura 10: Tasa de deformación promedio en la sección longitudinal L2 en función del número de Reynolds para las geometrías original, 8.95_1_110 y 12.925_1_110.	40
Figura 11: Helicidad promedio positiva H^+ y helicidad promedio negativa H^- en la sección transversal central en función del número de Reynolds para las geometrías original, 8.95_1_110 y 12.925_1_110.	41
Figura 12: Contornos de helicidad logarítmica $HLOG$ en la sección transversal central para las geometrías original, 8.95_1_110 y 12.925_1_110 a $Re = 2400$.	43
Figura 13: Helicidad promedio positiva H^+ y helicidad promedio negativa H^- en la sección longitudinal L1 en función del número de Reynolds para las geometrías original, 8.95_1_110 y 12.925_1_110.	44
Figura 14: Helicidad promedio positiva H^+ y helicidad promedio negativa H^- en la sección longitudinal L2 en función del número de Reynolds para las geometrías original, 8.95_1_110 y 12.925_1_110.	45
Figura 15: Coeficientes promedio de estiramiento A^+ y compresión A^- en la sección transversal central en función del número de Reynolds para las geometrías original, 8.95_1_110 y 12.925_1_110.	47



Figura 16. Contornos del coeficiente logarítmico de estiramiento y compresión $ALOG$ en la sección transversal central para las geometrías original, 8.95_1_110 y 12.925_1_110 a $Re = 2400$..	48
Figura 17. Coeficientes promedio de estiramiento $A +$ y compresión $A -$ en la sección longitudinal L1 en función del número de Reynolds para las geometrías original, 8.95_1_110 y 12.925_1_110.	50
Figura 18. Coeficientes promedio de estiramiento $A +$ y compresión $A -$ en la sección longitudinal L2 en función del número de Reynolds para las geometrías original, 8.95_1_110 y 12.925_1_110.	51



Lista de Tablas

Tabla 1. Resultados del análisis de independencia de malla.....	30
Tabla 2. Índice de mezcla promedio según ángulo del obstáculo.¡Error! Marcador no definido.	
Tabla 3. Configuraciones seleccionadas en la evaluación preliminar a $Re = 400$	¡Error! Marcador no definido.



Nomenclatura

a	Ancho del canal rectangular
A	Coefficiente local de estiramiento y compresión de las estructuras de vorticidad
A^+	Coefficiente promedio de estiramiento, calculado sobre las regiones donde $A > 0$
A^-	Coefficiente promedio de compresión, calculado sobre las regiones donde $A < 0$
A_{log}	Transformación logarítmica del coeficiente A
A_c	Área de la sección transversal del conducto considerado
$A_{in,c}$	Área de la sección transversal de la entrada central
$A_{in,l}$	Área de la sección transversal de cada entrada lateral
A_{tot}	Área de la sección transversal total de las entradas
b	Profundidad del canal rectangular
D_h	Diámetro hidráulico
D_m	Coefficiente de difusión molecular de la especie trazadora
$\bar{D}$	Tensor de tasa de deformación
DR	Magnitud de la tasa de deformación del fluido
DR_m	Magnitud promedio de la tasa de deformación, ponderada por área
Eu	Número de Euler
f	Desviación cuadrática normalizada de la fracción másica local
$\bar{f}$	Promedio superficial de la desviación cuadrática normalizada
H	Helicidad local del flujo
H^+	Helicidad positiva promedio, ponderada por área
H^-	Helicidad negativa promedio, ponderada por área
H_{log}	Transformación logarítmica con signo de la helicidad
m_{soluta}	Masa de soluto
m_{solv}	Masa de solvente
N	Número de elementos o celdas de la sección analizada
p	Presión estática
$\bar{p}_{in,j}$	Presión estática promedio en la entrada j
$\bar{p}_{out}$	Presión estática promedio en la salida



P_w	Perímetro mojado del conducto
Q	Caudal volumétrico
Q_c	Caudal volumétrico de la entrada central
Q_l	Caudal volumétrico de las entradas laterales
Q_{tot}	Caudal volumétrico total de entrada
Re	Número de Reynolds
S	Superficie o sección utilizada para el análisis
$ S $	Área total de la superficie de análisis
ΔS_i	Área asociada al elemento i de la superficie de análisis
t	Tiempo
t_r	Tiempo de residencia
u	Componente de la velocidad en la dirección x
v	Componente de la velocidad en la dirección y
w	Componente de la velocidad en la dirección z
$\mathbf{u}$	Vector velocidad
U	Velocidad característica o velocidad media del flujo
U_{out}	Velocidad promedio en la sección de salida
V_f	Volumen de fluido contenido en el microrreactor
x	Coordenada cartesiana longitudinal
y	Coordenada cartesiana transversal
z	Coordenada cartesiana correspondiente a la profundidad
X	Fracción másica de una especie
X_i	Fracción másica local de la especie trazadora en el elemento i
$X_{in,c}$	Fracción másica de la especie trazadora en la entrada central
$X_{in,l}$	Fracción másica de la especie trazadora en las entradas laterales
X_{mix}	Fracción másica correspondiente al estado de mezcla completamente homogénea

Símbolos griegos

ΔP	Caída de presión global del microrreactor
$\varepsilon_{i \rightarrow j}$	Error relativo entre los resultados obtenidos con las mallas i y j



η_m	Eficiencia o factor de mérito de mezcla basado en el número de Euler
μ	Viscosidad dinámica del fluido
ρ	Densidad del fluido
ω	Vector vorticidad
ϕ	Variable genérica utilizada en el análisis de independencia de malla



1 Introducción

1.1 Contexto

Los microrreactores son dispositivos en los que ocurre una reacción química y cuentan con conductos internos, denominados microcanales, con una o más dimensiones inferiores a 1 mm . Este tamaño reducido genera ventajas significativas frente a los reactores convencionales, como una alta relación superficie-volumen, mayor control del tiempo de residencia, mejor transferencia de calor y masa, y operación continua con condiciones más homogéneas [1].

En el ámbito aeroespacial, donde las restricciones de masa, volumen y consumo energético son especialmente exigentes, los microrreactores han sido investigados como alternativa para desarrollar sistemas químicos compactos y eficientes. Un ejemplo es el desarrollo de microrreactores para la producción in situ de propelentes en Marte, los cuales emplean CO_2 de la atmósfera marciana e H_2 transportado desde la Tierra para producir metano y oxígeno como propelentes [2].

En tanto, el hidrógeno cuenta con múltiples aplicaciones en el ámbito aeroespacial. Por un lado, las pilas de combustible basadas en hidrógeno destacan por su alta densidad energética, bajas emisiones de agentes contaminantes y compatibilidad con plataformas de vehículos aéreos no tripulados [3]. Por otro lado, el hidrógeno líquido se utiliza como combustible de alto rendimiento en cohetes, especialmente en combinación con oxígeno líquido, dado su elevado impulso específico [4].

El hidrógeno puede producirse a partir del agua mediante electrólisis, proceso en el que una corriente eléctrica disocia el agua en hidrógeno y oxígeno. Sin embargo, las semirreacciones involucradas, en particular la reacción de evolución de oxígeno (OER), son lentas cinéticamente y requieren un alto sobrepotencial, lo que eleva el consumo energético del proceso [5]. Para reducir este problema se utilizan catalizadores electroquímicos; sin embargo, los más efectivos actualmente están basados en metales nobles como platino, paladio, rutenio e iridio, cuyo alto costo y baja abundancia limitan su aplicación a gran escala [5]. Frente a esto, materiales basados en metales de transición abundantes, como hierro, níquel y cobalto, han sido estudiados como alternativas a los catalizadores basados en metales nobles. En particular, los hidróxidos dobles laminares de FeNiCo (FeNiCo-LDH) destacan por su composición ajustable, alta área superficial específica y el efecto sinérgico entre sus tres metales constituyentes, lo que los posiciona como catalizadores competitivos para OER y, con ello, para la producción eficiente de hidrógeno verde.

Además de su rol en electrólisis del agua, el FeNiCo-LDH ha sido estudiado para diversas aplicaciones electroquímicas. En el ámbito del almacenamiento de energía, ha sido utilizado como electrodo en supercondensadores de alto rendimiento, donde los LDH destacan por su alta capacitancia, estructura ajustable, gran área superficial específica y elevada actividad redox. En el estudio de Yu et al. [6] sintetizaron FeNiCo-LDH mediante electrólisis de descarga luminiscente catódica (CGDE), empleando una lámina de aleación Kovar como



ánodo y una solución de NaCl como electrolito, obteniendo nanoflores con una capacitancia específica de $1,460 F g^{-1}$ y retención del 85.3% tras 5,000 ciclos. Asimismo, el FeNiCo-LDH ha sido propuesto como material activo en baterías recargables de zinc de alta energía [7] y como catalizador para la degradación de contaminantes orgánicos en agua mediante activación de peroximonosulfato [8], evidenciando la versatilidad de este material.

Kovanthan et al. [9] propusieron un enfoque reciente y ambientalmente relevante para la síntesis de FeNiCo-LDH consiste en recuperar sus metales constituyentes a partir del reciclaje de cátodos de baterías de iones de litio en desuso. Mediante lixiviación con ácido acético, lograron eficiencias de recuperación superiores al 96% para Ni, Co y Al, utilizando posteriormente este licor metálico, adicionando Fe^{-3} externamente, para sintetizar FeNiCo-LDH sobre espuma de níquel mediante rutas hidrotermales y de irradiación láser pulsada. Los electrodos obtenidos presentaron sobrepotenciales de 150mV a $10 mA cm^{-2}$ y una estabilidad de 500h, demostrando el potencial de estos nanomateriales en estrategias de economía circular.

Los métodos reportados para la síntesis del FeNiCo-LDH incluyen principalmente coprecipitación química [10], síntesis hidrotermal o solvotermal [8], electrodeposición sobre sustratos conductores [11], síntesis sonoquímica [10] y electrólisis de descarga luminiscente catódica [6], las cuales operan predominantemente en modo discontinuo (batch). En estos sistemas, la calidad del producto final está severamente limitada por la eficiencia de transferencia de masa, lo que deriva en productos con morfologías no uniformes y una distribución de tamaño de partícula muy amplia.

Un desafío técnico crítico en la síntesis de LDHs trimetálicos es la disparidad en los productos de solubilidad (K_{sp}) de los hidróxidos metálicos constituyentes. Según la teoría del producto de solubilidad, el Fe^{3+} ($K_{sp} \approx 4.0 \times 10^{-38}$) precipita a valores de pH mucho más bajos que el Ni^{2+} ($K_{sp} \approx 1.58 \times 10^{-15}$) y el Co^{2+} ($K_{sp} \approx 2.0 \times 10^{-15}$) [12]. En un reactor batch, donde el mezclado a escala molecular (micromezclado) es lento y desigual, se generan zonas locales de alta sobresaturación que favorecen la precipitación preferencial y descontrolada del hierro. Esto conduce inevitablemente a la segregación de fases y a una heterogeneidad en la relación de elementos que compromete las propiedades electrocatalíticas del FeNiCo-LDH [12].

Para superar las limitaciones termodinámicas de los métodos tradicionales, la tecnología de microrreactores de advección caótica surge como una alternativa. Estos dispositivos permiten alcanzar un micromezclado en el orden de los milisegundos, lo que dispara una cinética de síntesis ultrarrápida capaz de "bloquear" la composición metálica de los LDHs antes de que ocurra la segregación de fases inducida por el equilibrio de solubilidad [12]. Dentro de esta categoría, los microrreactores de flujo oscilatorio (OFM, por sus siglas en inglés) resultan particularmente prometedores. Un OFM se define como un reactor que incorpora restricciones periódicas en su geometría, donde el movimiento del fluido genera una oscilación controlada. En escalas micrométricas, estas oscilaciones suelen inducirse de manera pasiva aprovechando el efecto Coanda, donde un chorro de fluido



tiende a adherirse a las paredes de una cámara ensanchada, generando zonas de baja presión que fuerzan al flujo a oscilar periódicamente entre estados de fijación [15].

El desempeño de un OFM se caracteriza por la interacción de tres flujos secundarios únicos: vórtices, retroalimentación y oscilación. Estos mecanismos fuerzan al fluido a someterse a procesos constantes de estiramiento y compresión, lo que reduce drásticamente la distancia de difusión molecular y aumenta el área de contacto entre reactivos. Este fenómeno garantiza una mezcla homogénea a escala molecular antes de que comiencen los procesos de nucleación y crecimiento de los nanocristales, resultando en LDHs con una distribución de elementos uniforme y abundantes vacantes de oxígeno [12].

Sin embargo, el diseño de estos sistemas enfrenta un compromiso técnico entre la eficiencia de mezcla y la caída de presión. Los canales estrechos y las estructuras internas necesarias para inducir el caos aumentan significativamente la resistencia al flujo a altos caudales, lo que eleva el consumo energético. En aplicaciones de laboratorio se emplean micro bombas para impulsar los reactivos, las cuales suelen operar de manera óptima en un rango de presión de 0 a 45,000Pa [16]. Esta restricción de presión máxima constituye una limitación operativa severa: si el diseño del microrreactor genera una contrapresión superior a los 45,000Pa para alcanzar el régimen de mezcla deseado, el sistema se vuelve inviable para su integración con equipos de bombeo estándar.

A números de Reynolds bajos el flujo tiende a permanecer en un estado laminar, donde el transporte de masa queda restringido a la difusión molecular, resultando en un mezclado deficiente e inadecuado para la síntesis química de precisión [15].

Superar este comportamiento sin exceder la presión crítica requerida por las micro bombas requiere de innovaciones que optimicen la interacción del fluido con las estructuras internas.

Por ello, la presente memoria aborda esta necesidad mediante la optimización fluidodinámica de obstáculos insertos en la cámara de mezcla. Se postula que el diseño paramétrico de estos obstáculos puede actuar como un mecanismo de perturbación pasiva capaz de mejorar la mezcla a Reynolds menores de lo reportado tradicionalmente. El objetivo es resolver el compromiso entre homogeneidad y energía, asegurando un régimen de mezcla intensivo, estable y viable bajo las restricciones de presión.

1.2 Hipótesis

La incorporación de obstáculos triangulares en la cámara de mezcla divergente de un microrreactor de flujo oscilatorio intensifica la interacción entre las corrientes en régimen laminar, permitiendo alcanzar índices de mezcla superiores al 95%, con una eficiencia comparable a la del diseño base y una caída de presión inferior a 45,000Pa.

1.3 Objetivos

1.3.1 Objetivo general

Optimizar la configuración geométrica de un microrreactor de flujo oscilatorio mediante simulaciones de dinámica de fluidos computacional (CFD), incorporando obstáculos



triangulares en la cámara de mezcla divergente para maximizar la eficiencia de mezclado en régimen laminar y asegurar la viabilidad operativa del proceso.

1.3.2 Objetivos específicos

1. Identificar las configuraciones geométricas de mayor desempeño preliminar mediante la parametrización de la ubicación longitudinal, la separación respecto de la pared y el ángulo de los obstáculos triangulares, mediante simulaciones en estado estacionario, a un número de Reynolds de 400, estableciendo como criterio de selección un índice de mezcla preliminar superior al 75%.
2. Cuantificar el desempeño de las geometrías seleccionadas en un rango de Reynolds entre 100 y 3,200, mediante el índice de mezcla, la caída de presión y la eficiencia de mezcla, con el propósito de identificar las condiciones que permitan alcanzar una homogeneización igual o superior al 95 % sin superar el límite operacional de 45,000Pa.
3. Analizar los mecanismos fluidodinámicos asociados al mejoramiento del mezclado en las geometrías optimizadas mediante la tasa de deformación, la helicidad y los coeficientes de estiramiento y compresión, relacionando su distribución con el desempeño observado respecto del diseño base.

1.4 Descripción del trabajo

La presente investigación surgió de la necesidad de intensificar el mezclado durante la síntesis continua de FeNiCo-LDH. En este proceso, una distribución homogénea de los reactivos resulta fundamental para reducir los gradientes locales de concentración y pH derivados de las diferencias entre los productos de solubilidad de los cationes metálicos, los cuales pueden favorecer una precipitación no uniforme y una incorporación desigual del hierro en el material [12]. A partir de esta problemática, se revisaron distintas estrategias de mezclado pasivo aplicables a sistemas microfluídicos, donde el predominio del régimen laminar limita el transporte transversal y hace que la homogeneización dependa principalmente de la difusión molecular [13].

Como geometría de referencia se reprodujo numéricamente un microrreactor de flujo oscilatorio con canales de retroalimentación reportado en la literatura [12]. Su comportamiento se evaluó mediante simulaciones CFD tridimensionales en ANSYS Fluent, utilizando una especie trazadora para calcular el índice de mezcla y determinar el grado de homogeneización alcanzado en la sección de salida. Los resultados mostraron que, a bajos números de Reynolds, el diseño base alcanzaba índices de mezcla cercanos al 55%, insuficientes para el criterio de homogeneización establecido en esta investigación. En consecuencia, se planteó una optimización geométrica orientada a intensificar la interacción entre las corrientes sin comprometer la capacidad hidráulica del sistema.

Para abordar el primer objetivo específico, se incorporaron obstáculos triangulares en la cámara divergente del microrreactor. La parametrización consideró cuatro ubicaciones longitudinales, dos separaciones respecto de las paredes y cinco ángulos, generándose un total de 40 configuraciones. Estas variantes fueron evaluadas mediante simulaciones estacionarias a $Re = 400$, utilizando el índice de mezcla en la salida como criterio preliminar.



De este análisis se seleccionaron las geometrías con valores iguales o superiores al 75%, las cuales presentaron el mayor potencial para modificar la trayectoria del chorro, aumentar su desviación transversal y favorecer la redistribución de las corrientes dentro de la cámara.

Posteriormente, para cumplir el segundo objetivo específico, las configuraciones seleccionadas se analizaron en un rango de Reynolds entre 100 y 3,200. En esta etapa se evaluaron conjuntamente el índice de mezcla, la caída de presión y la eficiencia de mezcla, con el propósito de identificar el mejor compromiso entre homogeneización, velocidad y penalización hidráulica. Se estableció como condición de operación alcanzar un índice de mezcla igual o superior al 95% y mantener la caída de presión por debajo de 45,000Pa, límite definido por la capacidad del sistema de microbombeo [16].

Los resultados permitieron descartar $Re = 3,200$, debido a que todas las configuraciones superaron el límite de presión establecido. En cambio, el intervalo entre $Re = 1,600$ y $2,400$ presentó el desempeño operacional más favorable, al combinar elevados índices de mezcla con pérdidas de carga admisibles. Dentro de este rango, las geometrías 8.95_1_110 y 12.925_1_110 mostraron el mejor equilibrio entre homogeneización y costo hidráulico, por lo que fueron seleccionadas para profundizar el análisis fluidodinámico.

Finalmente, para responder al tercer objetivo específico, se comparó el comportamiento cinemático del diseño base con el de las dos geometrías seleccionadas mediante parámetros asociados al movimiento, la rotación y la deformación del fluido. La magnitud de la tasa de deformación se utilizó para cuantificar la intensidad de la deformación local generada por las variaciones espaciales de la velocidad. De esta forma, permitió identificar las regiones donde los elementos de fluido experimentan cambios de forma más intensos y donde las interfaces entre las corrientes son perturbadas de mayor manera [12].

La helicidad se empleó para evaluar la alineación entre los vectores velocidad y vorticidad, permitiendo identificar regiones con movimientos rotacionales tridimensionales y una mayor complejidad de las trayectorias. Por su parte, los coeficientes de estiramiento y compresión permitieron determinar cómo el campo de deformación modifica las estructuras de vorticidad. El estiramiento favorece el aumento del área interfacial, mientras que la compresión reduce el espesor de las láminas de fluido. La presencia sucesiva de ambos mecanismos contribuye a intensificar el transporte transversal y a acelerar la homogeneización.

El análisis conjunto de estos parámetros permitió relacionar el desempeño global del microrreactor con los mecanismos cinemáticos generados por los obstáculos triangulares. De esta forma, el trabajo no se limitó a identificar las configuraciones con mayor índice de mezcla, sino que permitió determinar cómo la ubicación del obstáculo modifica la distribución de la deformación, la rotación, el estiramiento y la compresión del flujo, explicando físicamente las mejoras observadas respecto del diseño base.



2 Metodología

La presente investigación se define como un estudio numérico, comparativo y paramétrico basado en Dinámica de Fluidos Computacional (CFD), orientado a la optimización geométrica de un microrreactor de flujo oscilatorio (OFM). El enfoque metodológico consiste en resolver de forma acoplada las ecuaciones de Navier-Stokes y de transporte de especies en un dominio tridimensional [13], con el propósito de evaluar cómo la inserción de obstáculos triangulares afecta los campos de velocidad, presión y homogeneidad en la síntesis de nanomateriales.

El diseño del estudio se orientó a resolver el compromiso entre la intensificación del mezclado y el aumento de la caída de presión (ΔP). Este equilibrio resulta especialmente relevante para la síntesis de FeNiCo-LDH, debido a que las diferencias entre los productos de solubilidad (K_{sp}) de los hidróxidos metálicos pueden favorecer una precipitación desigual cuando persisten gradientes locales de concentración y pH. Por ello, se requiere una homogeneización rápida de las corrientes, capaz de establecer condiciones uniformes de sobresaturación y nucleación en tiempos del orden de milisegundos [12].

La optimización del mezclado se desarrolló bajo una restricción en las entradas del flujo para una presión inferior a 45,000Pa, correspondiente al límite operacional adoptado para el sistema de microbombeo considerado [16].

Como punto de partida se seleccionó el microrreactor de advección caótica reportado por Zhou et al. (2025), empleado por los autores para la síntesis cuasicontinua y controlada de LDH multimetálicos [12]. Sobre esta geometría de referencia se desarrolló una modificación paramétrica mediante la incorporación de obstáculos triangulares en la cámara de mezcla divergente. Los parámetros estudiados fueron la ubicación longitudinal del obstáculo, la separación respecto de las paredes de la cámara y el ángulo interior del triángulo. Estas modificaciones se diseñaron como mecanismos de perturbación pasiva destinados a desviar y dividir las corrientes, aumentar su interacción transversal y favorecer procesos de deformación, estiramiento y compresión del flujo.

La investigación comprendió números de Reynolds entre 100 y 3200. Este intervalo permitió estudiar la evolución del sistema desde condiciones de baja inercia, donde el transporte de especies depende en mayor medida de la difusión molecular, hasta condiciones en las que la interacción del flujo con la geometría genera perturbaciones y estructuras secundarias más intensas. Los resultados fueron evaluados mediante el índice de mezcla (MI), la caída de presión (ΔP) y la eficiencia de mezcla. Posteriormente, las geometrías con el mejor desempeño global fueron sometidas a un análisis cinemático mediante la magnitud de la tasa de deformación, la helicidad y los coeficientes de estiramiento y compresión.

Esta estrategia permitió identificar las configuraciones que alcanzaron una homogeneización efectiva sin sobrepasar el límite hidráulico del sistema, así como estudiar los mecanismos fluidodinámicos responsables de su desempeño.

2.1 Geometría y Parametrización

Los microrreactores de flujo oscilatorio con canales de retroalimentación son dispositivos microfluídicos pasivos diseñados para intensificar el transporte de especies mediante la generación de movimientos secundarios transversales a la dirección principal del flujo. Su funcionamiento se relaciona con el efecto Coanda, por el cual un chorro que ingresa a una cámara ensanchada puede desviarse y adherirse preferentemente a una de sus paredes. Esta desviación genera diferencias de presión y una distribución desigual del caudal hacia los canales laterales de retroalimentación.

En la configuración reportada en la literatura, la interacción entre el chorro principal, las recirculaciones y los canales de retroalimentación puede generar tres mecanismos fluidodinámicos acoplados: flujo vorticoso, flujo de retroalimentación y oscilación. Estos mecanismos perturban la organización paralela de las corrientes y favorecen la deformación de las interfaces, aumentando el área de contacto entre los fluidos y reduciendo las distancias características requeridas para la difusión molecular [12].

No obstante, en el presente estudio la posible oscilación temporal del flujo no fue caracterizada directamente, debido a que el análisis comparativo principal se desarrolló mediante soluciones estacionarias. Por ello, los parámetros cinemáticos obtenidos se interpretaron como indicadores de una mayor complejidad y reorganización del campo de flujo, sin utilizarlos por sí solos como demostración definitiva de oscilación temporal o caos.

La geometría base, presentada en la Figura 1, se compone de una entrada central, dos entradas laterales, una cámara de mezcla divergente, dos canales de retroalimentación, una cámara convergente y un canal de salida.

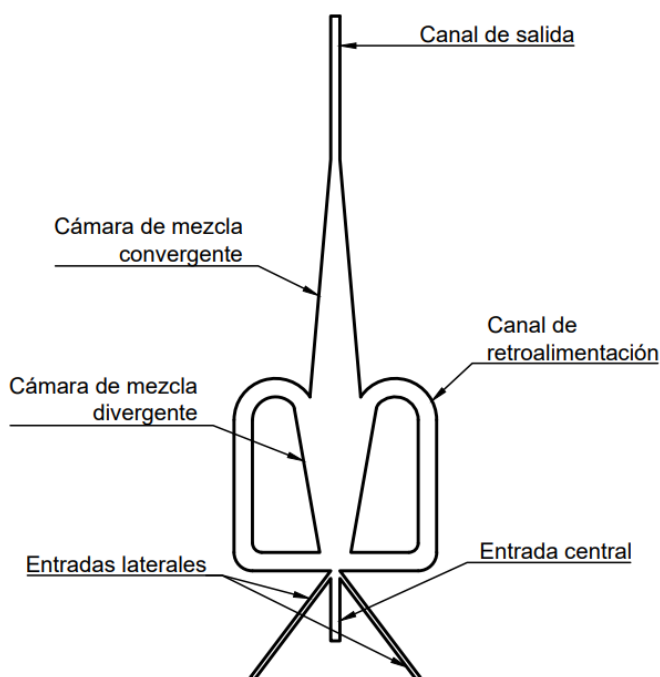


Figura 1: Componentes principales del microrreactor de flujo oscilatorio utilizado como geometría base: entradas centrales y laterales, cámara divergente, canales de retroalimentación, cámara convergente y canal de salida. Adaptado de Zhou et al. (2025) [12].

Una característica distintiva del reactor es la incorporación de tres canales de alimentación. El canal central posee un ancho de 1 mm, mientras que las dos entradas laterales presentan un ancho de 0,5 mm y forman un ángulo de 74° . Para la aplicación considerada, la corriente central corresponde a la solución de precursores metálicos, mientras que la solución alcalina ingresa a través de las dos entradas laterales. Esta disposición permite que la corriente metálica entre en contacto con el agente precipitante por ambos costados desde el inicio del proceso, generando dos interfaces principales de interacción.

La cámara divergente posee un ángulo de apertura de 20° . A ambos lados se ubican los canales de retroalimentación, cada uno con un ancho de 2 mm, que conectan la región superior e inferior de la cámara. Aguas abajo se encuentra una cámara convergente con un ángulo de 10° , seguida por un canal de salida de 1 mm de ancho. Todo el dominio mantiene una profundidad uniforme de 0,5 mm. Las dimensiones principales se presentan en la Figura 2.

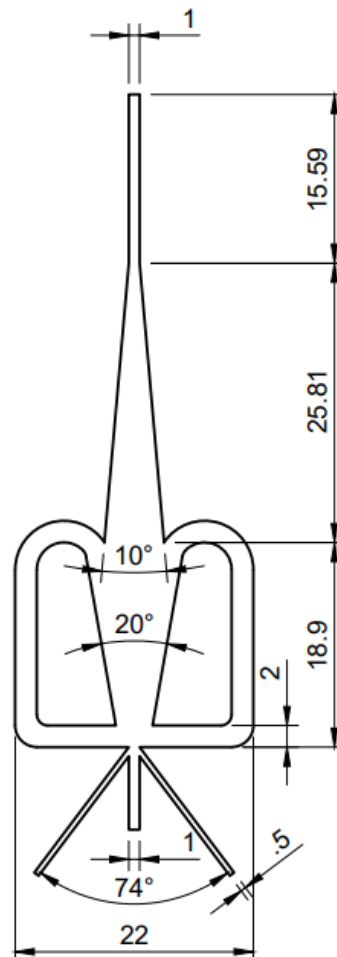


Figura 2: Dimensiones principales de la geometría base del microrreactor de flujo oscilatorio. Todas las dimensiones lineales se expresan en milímetros. Adaptado de Zhou et al. (2025) [12].

La disposición de tres entradas ofrece una ventaja respecto de configuraciones convencionales con dos alimentaciones tipo T o Y. En estos últimos diseños, la interacción



inicial se concentra normalmente en una interfaz principal entre dos corrientes. En cambio, en el reactor seleccionado, la corriente central entra simultáneamente en contacto con las dos corrientes laterales. Esta configuración incrementa el área interfacial inicial y favorece el establecimiento rápido de condiciones más uniformes de concentración, pH y sobresaturación, relevantes para la coprecipitación de los cationes metálicos.

A partir de esta geometría de referencia se desarrolló una parametrización de obstáculos triangulares insertos en la cámara de mezcla divergente. El objetivo de estos elementos fue alterar de manera controlada la trayectoria del chorro, forzar su división y generar cambios locales en la velocidad, la dirección del flujo y las zonas de recirculación.

La parametrización consideró tres variables geométricas: la ubicación longitudinal del obstáculo, la separación respecto de las paredes laterales y el ángulo interior del triángulo. La definición de estos parámetros se presenta en la Figura 3.

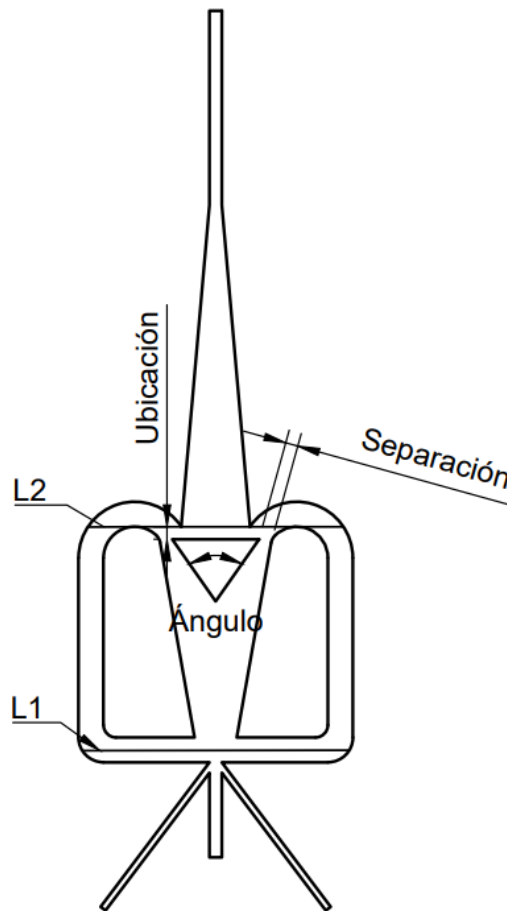


Figura 3: Parámetros geométricos utilizados para la generación de las configuraciones modificadas: ubicación longitudinal, separación lateral y ángulo interior del obstáculo triangular. También se indican las secciones longitudinales L1 y L2 empleadas posteriormente en el análisis cinemático.

La ubicación se definió como la distancia vertical medida desde el límite superior de la cámara divergente hasta la arista superior del obstáculo. Se consideraron cuatro posiciones 1.000mm, 4.975mm, 8.950mm y 12.925mm.



La separación se definió como la distancia mínima entre los costados inclinados del obstáculo y las paredes adyacentes de la cámara divergente. Se evaluaron los valores de 1mm y 2mm.

El ángulo del obstáculo correspondió al ángulo interior del vértice orientado hacia la zona de entrada. Se estudiaron los ángulos de 30°, 50°, 70°, 90° y 110°.

Generando así 40 configuraciones distintas, para asegurar la trazabilidad de los resultados, cada configuración fue identificada mediante la nomenclatura:

Ubicación_Separación_Ángulo

En esta codificación, la primera posición indica la ubicación del obstáculo en milímetros, la segunda representa la separación en milímetros y la tercera corresponde al ángulo en grados. Por ejemplo, la denominación 12.925_1_110 identifica una geometría con el obstáculo ubicado a 12.925mm desde el límite superior de la cámara divergente, una separación de 1mm y un ángulo interior de 110°.

El diseño de las configuraciones estuvo condicionado por criterios geométricos y de manufactura. Los obstáculos debían permanecer completamente contenidos dentro de la cámara divergente, sin bloquear las entradas ni interferir con la conexión de los canales de retroalimentación. Asimismo, se estableció un espesor mínimo de 0,2mm en las aristas del obstáculo, con el propósito de conservar su integridad geométrica y permitir una eventual fabricación del dispositivo, por lo que se descartó la geometría 12.925_1_30, ya que no cumplía los criterios establecidos.

2.2 Simulación CFD

La caracterización fluidodinámica y del transporte de especies se realizó mediante Dinámica de Fluidos Computacional, utilizando ANSYS Fluent 2025 R1. El software aplica el método de volúmenes finitos para discretizar las ecuaciones de conservación sobre el dominio tridimensional correspondiente al microrreactor base y a las configuraciones modificadas mediante obstáculos triangulares. La simulación permitió determinar los campos de velocidad, presión y fracción másica del trazador, con el propósito de comparar el efecto de las modificaciones geométricas sobre el comportamiento hidráulico y la homogeneización de las corrientes.

Los fluidos se modelaron como medios continuos, newtonianos e incompresibles, con propiedades físicas constantes correspondientes al agua desionizada. Se consideró una densidad de $\rho = 998.2 \text{ kg m}^{-3}$, una viscosidad dinámica $\mu = 0,001003 \text{ kg m}^{-1} \text{ s}^{-1}$ y un coeficiente de difusión molecular para la especie trazadora de $D_m = 2.2 \times 10^{-9} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$.

La corriente central se modeló como una solución de Azul Brillante en agua desionizada, mientras que las dos corrientes laterales correspondieron a agua desionizada sin colorante. El Azul Brillante se consideró un trazador pasivo, es decir, una especie transportada por convección y difusión que no modifica las propiedades físicas ni el campo de flujo. Su incorporación permitió seguir la distribución espacial de una de las corrientes y cuantificar posteriormente el grado de homogeneización alcanzado.



El modelo no incluyó reacciones químicas, procesos de nucleación, precipitación ni crecimiento de partículas de FeNiCo-LDH. Por consiguiente, las simulaciones representan el comportamiento fluidodinámico y el transporte de especies previo a la reacción, permitiendo aislar el efecto de la geometría sobre el mezclado. Los resultados no predicen directamente la formación del sólido ni las propiedades finales del nanomaterial.

Bajo las hipótesis adoptadas, la conservación de masa para un fluido incompresible se describe mediante la ecuación de continuidad:

$$\nabla \cdot \mathbf{u} = 0 \quad (1)$$

donde $\mathbf{u}$ corresponde al vector velocidad.

La conservación de la cantidad de movimiento se describió mediante la ecuación de Navier–Stokes:

$$\frac{\partial \mathbf{u}}{\partial t} + \mathbf{u} \cdot \nabla \mathbf{u} = -\frac{\nabla p}{\rho} + \frac{\mu \cdot \nabla^2 \mathbf{u}}{\rho} \quad (2)$$

Donde p la presión estática, ρ la densidad del fluido y μ la viscosidad dinámica.

El transporte de la especie trazadora se determinó mediante la ecuación de convección-difusión [15]:

$$\frac{\partial X}{\partial t} + \mathbf{u} \cdot \nabla X = D_m \nabla^2 X \quad (3)$$

Donde X corresponde a la fracción másica de la especie trazadora y D_m al coeficiente de difusión.

Las simulaciones se resolvieron en estado estacionario, por lo que los términos temporales de las ecuaciones se consideraron nulos, lo que permitió realizar una comparación sistemática de las configuraciones geométricas y de los números de Reynolds con un costo computacional acotado. En consecuencia, las soluciones obtenidas representan campos estacionarios y no permiten determinar directamente la frecuencia ni la evolución temporal de las posibles oscilaciones del chorro. La caracterización de estos fenómenos requeriría simulaciones transientes complementarias.

Las condiciones operacionales se definieron mediante números de Reynolds de 100, 200, 400, 800, 1,600, 2,400 y 3,200. Para cada condición se calculó una velocidad característica a partir de:

$$Re = \frac{\rho U D_h}{\mu} \quad (4)$$

Despejando para la velocidad, se obtiene:

$$U = \frac{Re \mu}{\rho D_h} \quad (5)$$

Dado que los canales del microreactor presentan una sección transversal rectangular, el diámetro característico se definió mediante el diámetro hidráulico, parámetro estándar para



conductos no circulares que relaciona el área de la sección (A_c) con su perímetro mojado (P_w) [17]. Para un conducto de ancho a y profundidad b , la expresión se reduce a:

$$D_h = \frac{4A_c}{P_w} = \frac{2ab}{a+b} \quad (6)$$

Considerando las dimensiones de diseño para la zona de mayor velocidad ($a = 1.0\text{mm}$ y $b = 0.5\text{mm}$), se obtiene un diámetro hidráulico de 6.67×10^{-4} m.

Posteriormente, la velocidad calculada para cada número de Reynolds se transformó en un caudal volumétrico total, mediante la ecuación de continuidad:

$$Q_{tot} = UA_{tot} \quad (7)$$

Donde A_{tot} corresponde al área transversal total de la zona donde se interceptan las tres entradas del microrreactor. Para asegurar una relación de flujo 1:1 entre la fase trazadora (precursores) y la fase de referencia (solvente), condición imperativa para evaluar la eficiencia de mezcla molecular, se definió una distribución de caudales proporcional a las áreas de entrada:

Canal Central ($A_{tot} = 0,5\text{mm}^2$): Encargado de suministrar el 50% del caudal total.

Canales Laterales ($A_l = 0,25\text{mm}^2$): Suministran un 25% del caudal total cada uno.

Las tres entradas se configuraron mediante la condición velocity-inlet, utilizando un perfil uniforme cuya magnitud se ajustó para cada número de Reynolds. En el canal central se impuso la entrada de la solución coloreada. Esta solución contenía 1g de Azul Brillante por cada 300g de agua desionizada, por lo que su masa total fue de 301g. La fracción másica del trazador en la entrada central se calculó como:

$$X_{in,c} = \frac{m_{soluta}}{m_{soluta} + m_{solvente}} = \frac{1g}{301g} = 0.003322 \quad (8)$$

Este valor se ingresó como condición de borde para la especie trazadora en el canal central. Las dos entradas laterales suministraron agua desionizada sin Azul Brillante, por lo que en ellas se definió $X_{in,l} = 0$.

La incorporación de estas condiciones permitió representar numéricamente una corriente central trazable, rodeada por dos corrientes laterales sin colorante. El cálculo de la fracción másica correspondiente a una mezcla completamente homogénea y la formulación del índice de mezcla se presentan posteriormente en la sección de procesamiento de resultados.

En la salida del microrreactor se utilizó la condición pressure-outlet, fijando una presión manométrica de $0Pa$, debido a que se utiliza la presión atmosférica como referencia. De esta manera, la descarga se modeló como una salida hacia el ambiente y la presión calculada en las entradas permitió determinar la pérdida de carga requerida para impulsar el fluido a través del microrreactor.



Todas las paredes del dispositivo, incluidas las superficies de los obstáculos triangulares, se modelaron mediante la condición de no deslizamiento, esta condición establece que la velocidad del fluido es nula en la interfaz con las superficies sólidas debido a los efectos viscosos y las paredes también se consideraron impermeables a la especie trazadora. Por tanto, se impuso un flujo normal de masa igual a cero.

El régimen de cálculo se seleccionó de acuerdo con el número de Reynolds. Los casos correspondientes a $Re = 100, 200, 400, 800$ y 1600 se resolvieron utilizando el modelo laminar. Para $Re = 2400$ y 3200 se empleó el modelo SST $k - \omega$, siguiendo el enfoque adoptado en los estudios de referencia para condiciones de mayor inercia [12].

El modelo SST $k - \omega$ combina el comportamiento del modelo $k - \omega$ en las proximidades de las paredes con una formulación menos sensible a las condiciones del flujo libre. Su utilización permitió representar los gradientes de velocidad, la separación del flujo y las zonas de recirculación generadas cerca de las paredes y de los obstáculos. El uso de este modelo en $Re = 2400$ y 3200 no implica asumir que el flujo se encuentra necesariamente en un régimen de turbulencia completamente desarrollada, sino que corresponde a una aproximación de cierre para las condiciones de mayor inercia estudiadas.

El dominio se discretizó mediante mallas tridimensionales tipo Hexcore, con refinamiento localizado en las entradas, paredes, cámara de mezcla, canales de retroalimentación y proximidades de los obstáculos triangulares. Estas regiones fueron refinadas debido a que en ellas se esperaban los mayores gradientes de velocidad, presión y fracción másica.

La calidad de las mallas se evaluó mediante la calidad ortogonal, el skewness y la razón de aspecto. Se verificó una calidad ortogonal mínima superior a 0.1, un skewness promedio cercano a 0.33 y razones de aspecto inferiores a 35. Estos parámetros permitieron controlar la distorsión de las celdas y reducir la aparición de errores numéricos asociados a una discretización deficiente.

La independencia de los resultados respecto de la resolución espacial se evaluó mediante tres niveles de refinamiento: una malla gruesa de 864,572 celdas, una malla media de 2,487,443 celdas y una malla fina de 4,924,664 celdas. El análisis se realizó bajo una condición de alta exigencia fluidodinámica y consideró como variables de control el índice de mezcla en la salida, la presión en la confluencia de las entradas y la vorticidad promedio en la cámara de mezcla.

Se estableció como criterio de independencia una diferencia relativa inferior al 1 % entre refinamientos sucesivos. La convergencia de las soluciones se verificó mediante el monitoreo de los residuos y del balance global de masa, exigiéndose residuos inferiores a 10^{-3} y una diferencia menor al 1 % entre el caudal total de entrada y el caudal de salida. Los resultados del estudio de independencia y la selección de la malla utilizada en las simulaciones posteriores se presentan en el capítulo de resultados.

2.3 Procedimientos de Recolección y Análisis de Datos

El procesamiento de las simulaciones se orientó a transformar los campos tridimensionales obtenidos en ANSYS Fluent en indicadores cuantitativos que permitieran comparar el



desempeño de las distintas configuraciones geométricas. Para ello, se extrajeron los campos de fracción másica del trazador, presión estática, velocidad, vorticidad y gradientes de velocidad. El análisis se desarrolló en dos niveles complementarios: primero, se evaluó el desempeño global mediante el índice de mezcla, la caída de presión y la eficiencia de mezcla; posteriormente, se analizaron parámetros cinemáticos destinados a explicar los mecanismos fluidodinámicos asociados a las diferencias observadas entre las geometrías.

En una primera etapa, las configuraciones paramétricas fueron comparadas a $Re = 400$, utilizando el índice de mezcla como criterio preliminar de selección. Las geometrías que alcanzaron un desempeño satisfactorio fueron evaluadas posteriormente en el intervalo comprendido entre $Re = 100$ y $Re = 3,200$. Durante esta segunda etapa, la selección no se basó únicamente en maximizar la homogeneización, sino en identificar las configuraciones que alcanzaran simultáneamente un índice de mezcla igual o superior a 0.95 y una caída de presión inferior a 45,000Pa. La eficiencia se utilizó como criterio complementario para comparar el nivel de mezcla alcanzado respecto de la penalización hidráulica requerida.

Para cuantificar el grado de homogeneización se utilizó la fracción másica del Azul Brillante como variable escalar de seguimiento. Como se indicó en las condiciones de borde, la corriente central ingresó con una fracción másica de trazador de 0.003322, mientras que las corrientes laterales ingresaron con una fracción másica de 0.

Dado que el caudal del canal central fue equivalente al caudal combinado de las dos entradas laterales, se mantuvo una relación de alimentación de 1:1 entre la solución coloreada y el agua desionizada. Por lo tanto, la fracción másica correspondiente a una mezcla completamente homogénea se calculó mediante un promedio ponderado por caudal

$$X_{mix} = \frac{Q_c X_{in,c} + Q_l X_{in,l}}{Q_{tot}} = \frac{0.003322}{2} = 0.001661 \quad (9)$$

Este valor representa la fracción másica teórica del colorante cuando la mezcla es completamente homogénea. Por lo tanto, mientras más cercana sea la fracción másica local a 0.001661, mayor será el grado de mezcla alcanzado.

Para evaluar la desviación de la solución numérica respecto a este estado ideal, se implementó en ANSYS Fluent una Función de Campo Personalizada basada en la desviación cuadrática normalizada:

$$f = \left(\frac{X_i - X_{mix}}{X_{mix}} \right)^2 \quad (10)$$

Donde X_i corresponde al valor calculado por el solver en cada celda del dominio. Para obtener un indicador representativo de la homogeneidad en diversas secciones transversales del microrreactor, se procedió a calcular el promedio superficial de dicha función ($\bar{f}$) sobre planos perpendiculares al flujo principal [19]:

$$\bar{f} = \frac{1}{S} \int_S \left(\frac{X_{local} - X_{mezcla}}{X_{mezcla}} \right)^2 dS \quad (11)$$



A partir de este valor promedio, se definió el Índice de Mezcla (MI) como una métrica adimensional normalizada:

$$MI = 1 - \sqrt{\bar{f}} \quad (12)$$

Bajo esta formulación, un valor de $MI=1$ representa una mezcla completamente homogénea, mientras que valores próximos a cero indican una segregación importante entre las corrientes. El índice se calculó mediante una función de campo personalizada en ANSYS Fluent y su promedio superficial se evaluó en la sección de salida del microrreactor. Se estableció como criterio de mezcla efectiva un valor de 0.95. Este procedimiento permitió convertir la distribución espacial del trazador en un indicador único y comparable entre geometrías y condiciones de Reynolds.

La penalización hidráulica producida por cada configuración se evaluó mediante la caída de presión global. Debido a que el microrreactor posee tres entradas con caudales diferentes, la presión de entrada se calculó mediante un promedio ponderado por el caudal volumétrico:

$$\Delta p = \frac{\sum_{i=1}^3 Q_i \bar{p}_i}{Q_{tot}} - \bar{p}_{out} \quad (13)$$

Donde Q_i y $\bar{p}_i$ corresponden al caudal volumétrico y a la presión estática promedio en cada uno de los tres canales de entrada (central y laterales), respectivamente, mientras que Q_{tot} es la suma de los caudales entrantes. Esta métrica resultó determinante para evaluar la viabilidad operativa del microrreactor, asegurando que ninguna de las configuraciones optimizadas excediera el límite crítico de contrapresión de 45,000Pa, umbral máximo de funcionamiento para la infraestructura de micro bombeo [16].

El índice de mezcla y la caída de presión se analizaron de manera conjunta mediante una eficiencia o factor de mérito basado en el número de Euler. Este parámetro adimensional relaciona la pérdida de presión con la energía cinética característica del flujo y se calculó como:

$$Eu = \frac{\Delta p}{\rho U_{out}^2} \quad (14)$$

Donde ΔP es la caída de presión calculada, ρ es la densidad del fluido y U_{out} es la velocidad promedio en la sección de salida. A partir de este número, se definió la eficiencia de mezcla como un factor de mérito que integra el desempeño fluidodinámico [13]:

$$\eta_{mezcla} = \frac{MI}{Eu} \quad (15)$$

Esta formulación permite comparar la capacidad de las geometrías para generar homogeneización respecto de la penalización hidráulica requerida. Un valor elevado de η_{mezcla} indica que el sistema alcanza un índice de mezcla alto con una caída de presión reducida en relación con la energía cinética del flujo.



Aunque este indicador no calcula directamente el tiempo de mezcla, incorpora la velocidad de salida y, por lo tanto, considera indirectamente la rapidez con que el fluido atraviesa el dispositivo. A mayores velocidades existe menos tiempo disponible para que las especies se homogenicen dentro del microrreactor; en consecuencia, una geometría capaz de alcanzar un índice de mezcla elevado bajo una velocidad alta presenta una ventaja desde el punto de vista del procesamiento continuo. Sin embargo, el incremento de la velocidad también puede aumentar la caída de presión, por lo que la eficiencia permite estudiar precisamente este compromiso.

Una geometría con alta eficiencia no fue considerada automáticamente adecuada si no alcanzaba $MI \geq 0.95$. Del mismo modo, una configuración con mezcla prácticamente completa podía ser descartada si requería una caída de presión superior a 45,000 Pa. Por lo tanto, la selección se realizó jerárquicamente: primero se verificó el cumplimiento del criterio de homogeneización, luego la restricción hidráulica y, finalmente, se utilizó la eficiencia para comparar las configuraciones técnicamente admisibles.

Una vez identificadas las geometrías con el mejor desempeño global, se realizó un análisis cinemático destinado a interpretar los mecanismos responsables de la intensificación del transporte de especies.

Los parámetros cinemáticos fueron evaluados en la sección transversal central y en las secciones longitudinales L1 y L2, cuyas ubicaciones se presentan en la Figura 1. La sección L1 intercepta la región inferior de la cámara y los canales de recirculación próximos a las entradas, mientras que L2 atraviesa la región superior de la cámara y las conexiones de los canales de recirculación. Esta disposición permitió comparar tanto el comportamiento general del flujo como la influencia de la ubicación longitudinal de los obstáculos.

La magnitud de la tasa de deformación, denominada DR , se utilizó para cuantificar la rapidez con la que los elementos de fluido cambian de forma debido a los gradientes de velocidad. Para un campo tridimensional se calculó como:

$$DR = \left[2 \left(\frac{\partial u}{\partial x} \right)^2 + 2 \left(\frac{\partial v}{\partial y} \right)^2 + 2 \left(\frac{\partial w}{\partial z} \right)^2 + \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (16)$$

Donde u, v y w son las componentes vectoriales de la velocidad en las direcciones x, y y z , respectivamente. La tasa de deformación posee unidades de s^{-1} y permite identificar las regiones donde el fluido experimenta los gradientes de velocidad más intensos.

Para comparar cuantitativamente las geometrías se calculó el promedio ponderado por área:

$$DR_m = \frac{\sum_{i=1}^N DR_i}{N} \quad (17)$$

Donde N es el número de celdas en la sección de análisis. Una mayor tasa de deformación se relaciona con una perturbación más intensa de las interfaces fluidas y con una reducción de las longitudes características sobre las cuales debe actuar la difusión molecular.



La helicidad se utilizó para evaluar la alineación entre la velocidad y la vorticidad. Físicamente, la helicidad representa el producto punto entre el vector velocidad (v) y el vector vorticidad ($\omega = \nabla \times v$), lo que permite reconocer regiones donde existe un alineamiento significativo entre la dirección del movimiento y el eje de rotación local del fluido [13]:

$$H = \mathbf{u} \cdot \boldsymbol{\omega} \quad (18)$$

La helicidad posee unidades de m s^{-2} . Los valores positivos representan regiones donde la velocidad y la vorticidad presentan orientaciones concordantes, mientras que los valores negativos indican orientaciones opuestas. Debido a que ambas contribuciones podrían cancelarse al calcular un promedio convencional, se evaluaron por separado la helicidad positiva y negativa mediante promedios ponderados por área.

$$H^+ = \frac{\sum_{i=1}^{N^+} H_i}{N^+} \quad (H > 0) \quad (19)$$

$$H^- = \frac{\sum_{i=1}^{N^-} H_i}{N^-} \quad (H < 0) \quad (20)$$

El análisis de H^+ y H^- permitió identificar regiones con movimientos rotacionales de distinta orientación y evaluar si la incorporación de los obstáculos aumentaba la interacción entre el campo de velocidad y la rotación local del fluido. La helicidad se interpretó como un descriptor de la complejidad tridimensional del flujo y no como una demostración aislada de advección caótica.

Finalmente, los coeficientes de estiramiento y compresión se utilizaron para caracterizar la acción del tensor de deformación sobre las estructuras de vorticidad. El parámetro local se calculó como:

$$A = \frac{\boldsymbol{\omega} \cdot \bar{\bar{D}} \cdot \boldsymbol{\omega}}{\omega^2} \quad (21)$$

Donde $\bar{\bar{D}}$ corresponde al tensor de tasa de deformación. Valores de A mayores a 0 representan estiramiento de las estructuras de vorticidad, mientras que valores menores a 0 representan la compresión de estas estructuras. El parámetro posee unidades de s^{-1} .

Para evitar la cancelación entre ambas contribuciones, se calcularon por separado los promedios positivos y negativos:

$$A^+ = \frac{\sum_{i=1}^{N^+} A_i}{N^+} \quad (A > 0) \quad (22)$$

$$A^- = \frac{\sum_{i=1}^{N^-} A_i}{N^-} \quad (A < 0) \quad (23)$$

El estiramiento incrementa la extensión de las interfaces fluidas, mientras que la compresión reduce su espesor y las distancias requeridas para el transporte difusivo. La coexistencia de regiones con $A^+ > 0$ y $A^- < 0$ se utilizó para identificar zonas donde las



estructuras de vorticidad experimentan deformaciones sucesivas debido a la interacción con los obstáculos, las paredes y los canales de recirculación.

Para la visualización de los campos de helicidad y del coeficiente de estiramiento y compresión se utilizaron las transformaciones logarítmicas con signo H_{LOG} y A_{LOG} . Estas transformaciones permitieron representar en una misma escala valores positivos y negativos con varios órdenes de magnitud. Los contornos logarítmicos se utilizaron exclusivamente para analizar la distribución espacial de los parámetros, mientras que las comparaciones cuantitativas se realizaron con los valores originales de H^+ , H^- , A^+ y A^- .

En conjunto, la metodología de análisis permitió relacionar los resultados macroscópicos de mezcla y caída de presión con los mecanismos cinemáticos desarrollados dentro del microrreactor. El índice de mezcla permitió cuantificar la homogeneización final; la caída de presión determinó la viabilidad hidráulica; el número de Euler y la eficiencia permitieron comparar el desempeño respecto de la velocidad y el costo de bombeo; y la tasa de deformación, la helicidad y los coeficientes de estiramiento y compresión permitieron interpretar físicamente las diferencias generadas por la ubicación de los obstáculos triangulares.



3 Resultados

En este capítulo se presentan los resultados obtenidos a partir de las simulaciones CFD realizadas para el microrreactor base y las configuraciones modificadas mediante obstáculos triangulares. La exposición de los resultados se organiza siguiendo la secuencia metodológica del estudio: primero se verifica la confiabilidad numérica de las simulaciones mediante el análisis de independencia de malla; luego se presentan los resultados de la evaluación preliminar de las configuraciones geométricas; posteriormente se analiza el desempeño de las geometrías seleccionadas en función del número de Reynolds; y, finalmente, se reportan los parámetros fluidodinámicos asociados al mezclado, la caída de presión y la caracterización cinemática del flujo.

El análisis se centra en comparar objetivamente el desempeño de cada configuración respecto del diseño base, utilizando como variables principales el índice de mezcla, la caída de presión, la vorticidad promedio, la helicidad, los coeficientes de estiramiento y compresión, y la tasa de deformación del fluido. Las figuras y tablas incluidas en este capítulo permiten visualizar la evolución de estas variables y establecer cuáles configuraciones cumplen simultáneamente con los criterios de mezcla y viabilidad hidráulica definidos en la metodología.

3.1 Análisis de independencia de malla

Se realizó un análisis de independencia de malla considerando tres niveles de refinamiento: una malla gruesa de 864,572 celdas, una malla media de 2,487,443 celdas y una malla fina de 4,924,664 celdas. La comparación se efectuó bajo una condición de elevada exigencia fluidodinámica, a un Reynolds de 3,500, monitoreando la magnitud promedio de la vorticidad en la cámara de mezcla, la presión estática promedio en las entradas, el índice de mezcla en la sección de salida y el error de cierre del balance global de masa. También se registró el tiempo computacional requerido para alcanzar la solución estacionaria.

La sensibilidad de cada variable frente al refinamiento se determinó mediante el error relativo entre dos mallas consecutivas, utilizando la malla de mayor resolución como referencia:

$$\varepsilon_{i-j} = \left| \frac{\phi_j - \phi_i}{\phi_j} \right| \times 100 \quad (24)$$

donde ϕ_i corresponde al resultado obtenido con la malla de menor resolución y ϕ_j al valor calculado con la malla inmediatamente más refinada. Este procedimiento permitió evaluar, en primer lugar, la variación entre las mallas gruesa y media y, posteriormente, entre las mallas media y fina.

Tabla 1. Resultados del análisis de independencia de malla.

Celdas	864.572	2.487.443	4.924.664	Error Media-Gruesa	Error Fina-Media
Tiempo horas	1	3	6	-	-
Vorticidad promedio	8223.54	8315.23	8235.86	1.11%	0.96%



Presión inlet	37765.97	38565.49	38727.67	2.07%	0.42%
Mezcla	0.9449	0.9553	0.9501	1.09%	0.55%
Error Balance masa	1.276%	0.999%	0.853%	-	-

Los resultados muestran que la malla gruesa no cumplió completamente los criterios establecidos, ya que presentó un error de balance de masa de 1.276% y diferencias superiores al 1% en la presión de entrada y el índice de mezcla respecto de la malla media.

En cambio, entre las mallas media y fina se obtuvieron diferencias de 0.96% para la vorticidad promedio, 0.42% para la presión de entrada y 0.55% para el índice de mezcla. Además, ambas presentaron errores de balance de masa inferiores al 1%, lo que indica que el refinamiento adicional no produjo cambios significativos en las variables analizadas.

Por consiguiente, se seleccionó la malla media de 2,487,443 celdas para las simulaciones posteriores. Esta discretización ofreció resultados prácticamente independientes de la malla, con un costo computacional menor, al requerir aproximadamente 3 horas de cálculo frente a las 6 horas de la malla fina.

3.2 Evaluación de las 40 configuraciones geométricas

Las 40 configuraciones obtenidas mediante la combinación de cuatro ubicaciones longitudinales, dos separaciones y cinco ángulos se evaluaron inicialmente a $Re = 400$. Esta etapa tuvo como finalidad identificar las geometrías con mayor capacidad de homogeneización antes de extender el análisis al rango completo de Reynolds. El índice de mezcla en la sección de salida se utilizó como criterio preliminar de comparación.

La separación entre el obstáculo y la pared fue uno de los parámetros con mayor influencia. Las configuraciones con una separación de 1mm alcanzaron un índice de mezcla promedio de 70.86%, mientras que aquellas con 2mm obtuvieron 60.86%. Esta diferencia de 10 puntos porcentuales indica que un mayor confinamiento obliga al flujo a desviarse con mayor intensidad alrededor del obstáculo, aumentando los gradientes de velocidad y la deformación de las interfaces entre las corrientes.

El efecto de la separación dependió, además, de su combinación con la ubicación y el ángulo. Para un mismo ángulo y posición, una configuración con separación de 1 mm alcanzó un índice de mezcla de 75.07%, mientras que su equivalente con 2mm presentó 54.50%. Por tanto, la presencia del obstáculo no asegura por sí sola una mejora del mezclado, sino que su desempeño depende del grado de restricción que impone a la trayectoria del flujo.

El aumento del ángulo también produjo una mejora gradual del índice de mezcla promedio, desde 62.72% para 30° hasta 69.34% para 110°. Los obstáculos con ángulos mayores presentan una superficie frontal más amplia, lo que genera una obstrucción y una desviación más pronunciadas de las corrientes. Sin embargo, esta tendencia no fue independiente de los demás parámetros, ya que algunas combinaciones con ángulos menores también alcanzaron resultados favorables.



Respecto de la ubicación longitudinal, la posición a 12.925mm presentó el mayor índice de mezcla promedio, con 74.2%, mientras que las demás posiciones registraron valores entre 60.9% y 64.7%. Este comportamiento puede asociarse a que, al alcanzar dicha posición, las corrientes ya se han expandido dentro de la cámara divergente y el obstáculo genera una nueva división y redistribución antes de la cámara convergente, dificultando que el flujo mantenga una estructura estratificada.

Para continuar con el análisis se estableció un índice de mezcla mínimo de 75%. Cuatro configuraciones superaron este criterio: 1_1_30, con 76.55%; 1_1_110, con 75.07%; 8.95_1_110, con 76.52%; y 12.925_1_110, con 84.15%. Esta última presentó el mayor desempeño individual, superando en 7.60 puntos porcentuales a 1_1_30, la segunda geometría mejor evaluada.

Las cuatro configuraciones seleccionadas poseen una separación de 1mm, mientras que tres de ellas presentan un ángulo de 110°, confirmando las tendencias generales observadas. No obstante, el buen desempeño de 1_1_30 demuestra que los efectos de la ubicación, la separación y el ángulo no son estrictamente independientes, sino que actúan de manera combinada sobre la trayectoria y la redistribución del flujo.

En síntesis, la separación de 1mm fue la característica común entre las configuraciones seleccionadas, mientras que el ángulo de 110° y la ubicación a 12.925mm presentaron las tendencias promedio más favorables. A partir de estos resultados, las geometrías 1_1_30, 1_1_110, 8.95_1_110 y 12.925_1_110 fueron seleccionadas para evaluar su desempeño en el rango completo de Reynolds, incorporando posteriormente la caída de presión y la eficiencia de mezcla como criterios adicionales.

3.3 Desempeño de las geometrías en función del número Reynolds

Las configuraciones seleccionadas durante la evaluación preliminar se analizaron para $Re = 100, 200, 400, 800, 1,600, 2,400$ y $3,200$. El diseño base se comparó con las geometrías 1_1_30, 1_1_110, 8.95_1_110 y 12.925_1_110, considerando conjuntamente el índice de mezcla, la caída de presión y la eficiencia de mezcla. Se establecieron como criterios de viabilidad alcanzar $MI \geq 95\%$ y mantener una caída de presión inferior a 45,000Pa.

La Figura 4 muestra que el índice de mezcla aumentó con el número de Reynolds en todas las configuraciones. El diseño base presentó valores cercanos al 55% para $Re < 800$, aumentando hasta 86.28% a $Re = 1,600$ y aproximadamente 94.3% a $Re = 2,400$. Por tanto, aunque la mayor inercia favoreció progresivamente la homogeneización, esta geometría no alcanzó el criterio mínimo de mezcla efectiva.

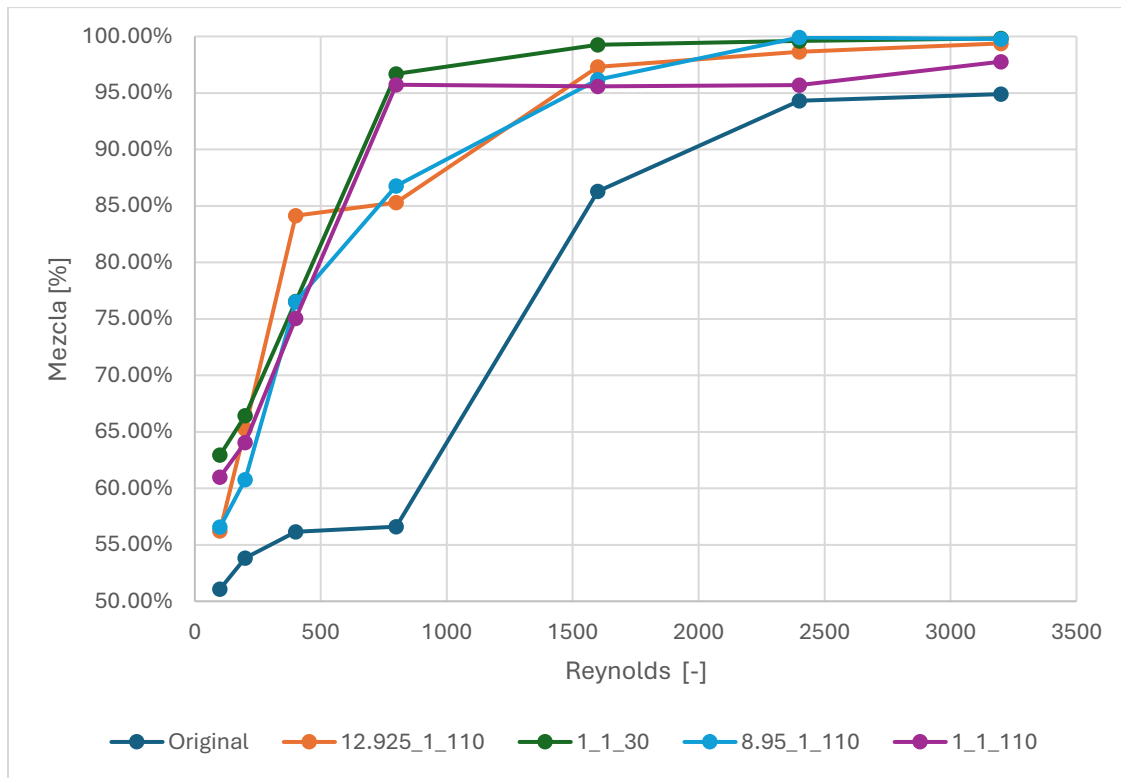


Figura 4: Índice de mezcla en función del número de Reynolds para el diseño base y las geometrías seleccionadas.

En contraste, las configuraciones con obstáculos triangulares alcanzaron índices de mezcla cercanos o superiores al 95% desde números de Reynolds menores, observándose que algunas geometrías cumplieron este criterio a partir de $Re = 800$. Este mejoramiento evidencia que los obstáculos modifican la trayectoria de las corrientes y favorecen su división, desviación y posterior interacción dentro de la cámara, reduciendo la persistencia de una estructura estratificada. Sin embargo, los mecanismos específicos responsables de estas diferencias se analizan posteriormente mediante los parámetros cinemáticos.

El aumento del número de Reynolds también produjo un incremento sostenido de la caída de presión, como se presenta en la Figura 5. Este comportamiento se relaciona con el aumento del caudal y de la velocidad, además de las pérdidas adicionales generadas por la reducción del área disponible alrededor de los obstáculos, los cambios de dirección y la expansión del flujo aguas abajo.

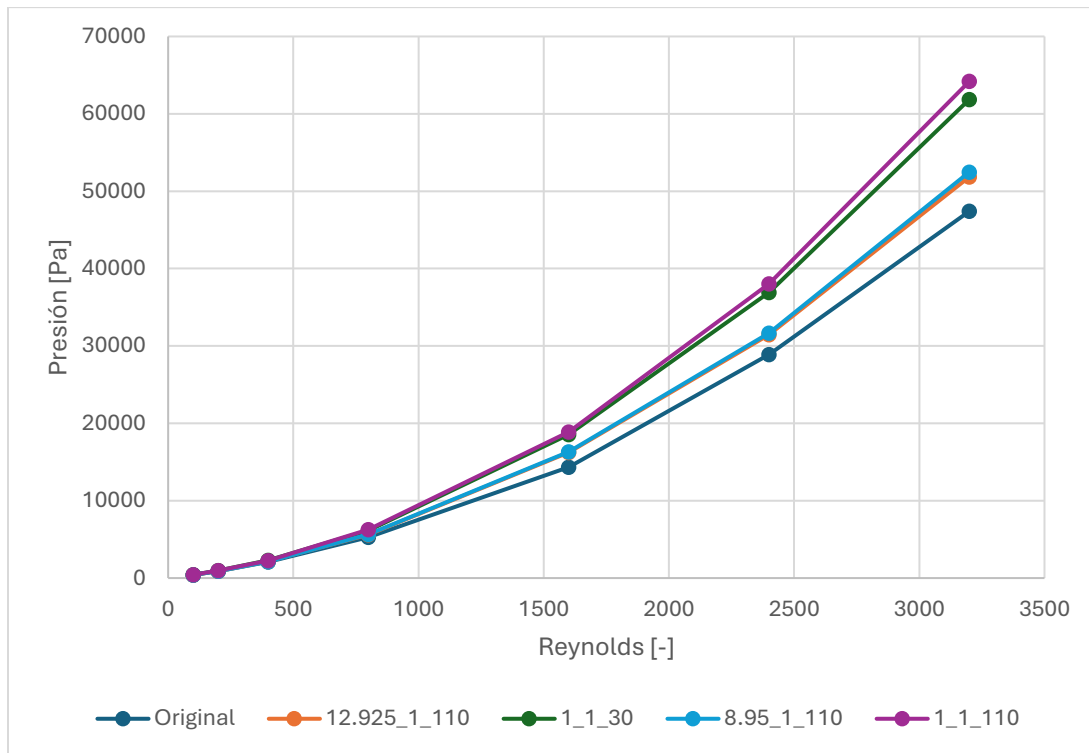


Figura 5. Caída de presión en función del número de Reynolds para el diseño base y las geometrías seleccionadas.

A $Re = 3,200$, todas las configuraciones superaron el límite operacional de $45,000\text{Pa}$, por lo que esta condición fue descartada, independientemente del índice de mezcla alcanzado. En consecuencia, el rango hidráulicamente admisible se extendió hasta $Re = 2,400$, siendo el intervalo entre $Re = 1,600$ y $2,400$ el más favorable para alcanzar elevados niveles de homogeneización sin superar la capacidad del sistema de bombeo.

La eficiencia de mezcla, presentada en la Figura 6, permitió comparar la homogeneización alcanzada con la penalización hidráulica, considerando mediante el número de Euler tanto la caída de presión como la velocidad característica del flujo.

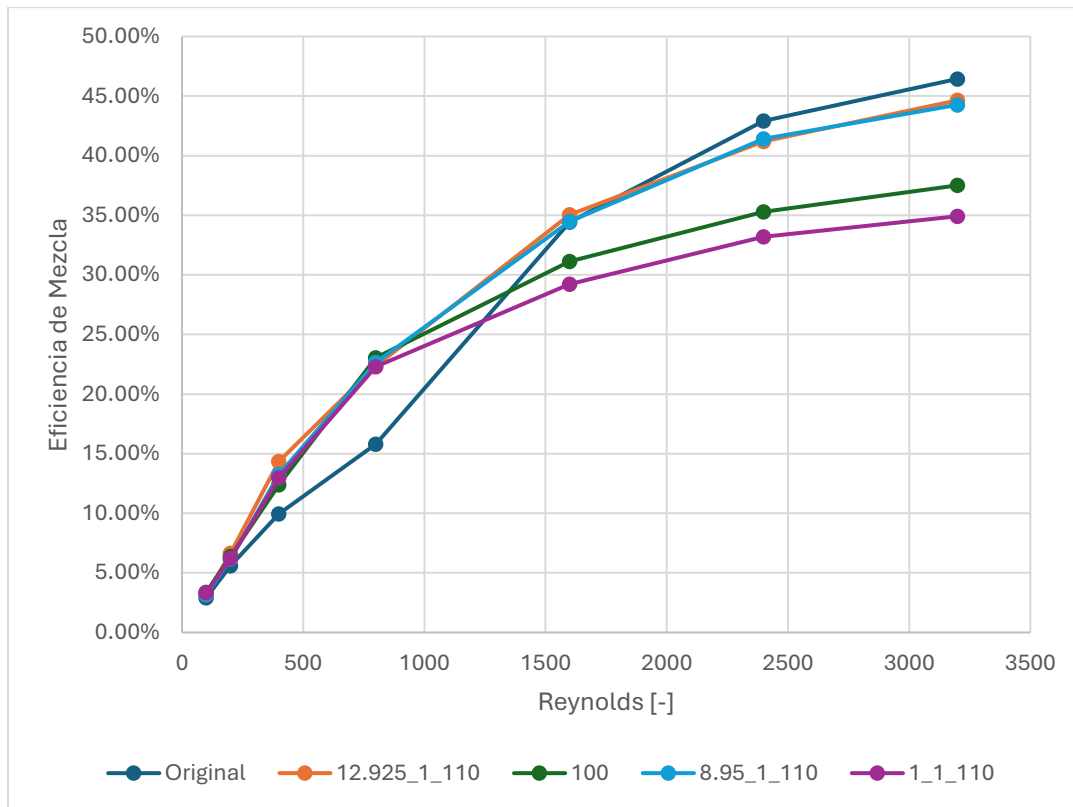


Figura 6. Eficiencia de mezcla en función del número de Reynolds para el diseño base y las geometrías seleccionadas.

A $Re = 2,400$, las configuraciones 8.95_1_110 y 12.925_1_110 presentaron eficiencias cercanas al 41%, mientras que 1_1_30 y 1_1_110 alcanzaron valores próximos al 36%. El diseño base obtuvo la mayor eficiencia, con 42.9%, debido principalmente a su menor caída de presión. No obstante, su índice de mezcla de aproximadamente 94.3% permaneció bajo el criterio mínimo establecido.

Este resultado demuestra que la eficiencia no debe interpretarse de manera aislada. Una geometría puede presentar un uso hidráulico favorable y permitir un desplazamiento rápido del fluido, pero no ser operacionalmente adecuada si no alcanza la homogeneización requerida. De manera similar, un índice de mezcla elevado tampoco resulta suficiente cuando la caída de presión supera la capacidad del sistema.

Las geometrías 8.95_1_110 y 12.925_1_110 presentaron el mejor compromiso entre los indicadores evaluados. Ambas alcanzaron índices de mezcla superiores al 95%, conservaron eficiencias próximas a la del diseño base y mantuvieron la caída de presión bajo 45,000Pa hasta $Re = 2,400$. Por esta razón, fueron seleccionadas junto con el diseño base para el análisis cinemático posterior.

Ambas configuraciones comparten una separación de 1mm y un ángulo de 110°, pero difieren en la ubicación longitudinal del obstáculo. Su comparación mediante la tasa de deformación, la helicidad y los coeficientes de estiramiento y compresión permitirá



determinar cómo la posición del triángulo modifica la distribución de los mecanismos responsables de la intensificación del mezclado.

3.4 Parámetros cinemáticos

3.4.1 Tasa de deformación promedio

La magnitud de la tasa de deformación permite evaluar la intensidad de los gradientes de velocidad presentes en el flujo y, en consecuencia, la capacidad del microrreactor para deformar los elementos fluidos, aumentar el área interfacial entre corrientes y favorecer el transporte de especies. En este sentido, la evolución de la tasa de deformación promedio en la sección transversal central muestra una tendencia aproximadamente lineal con el número de Reynolds para las tres geometrías analizadas. En todo el rango estudiado, tanto la geometría 8.95_1_110 como la 12.925_1_110 presentan valores superiores al diseño original, diferencia que se vuelve especialmente notoria a partir de $Re = 1,600$. En esta condición, el diseño original alcanza una tasa de deformación promedio cercana a $1,475s^{-1}$, mientras que las dos configuraciones modificadas presentan valores del orden de $1,856s^{-1}$, lo que representa un incremento aproximado de un 26 %. Esta tendencia indica que la incorporación del obstáculo triangular intensifica los gradientes de velocidad dentro de la cámara de mezcla divergente y, con ello, la capacidad del flujo para deformarse.

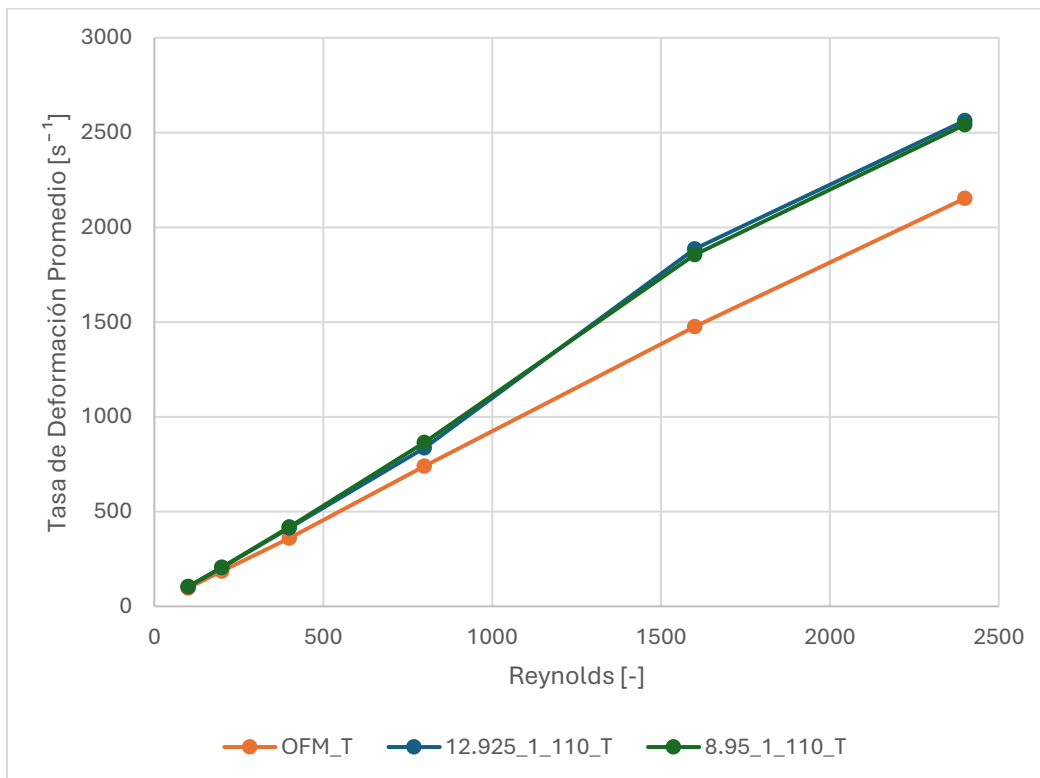


Figura 7. Tasa de deformación promedio en la sección transversal central en función del número de Reynolds para las geometrías original, 8.95_1_110 y 12.925_1_110.

Este comportamiento es consistente con lo descrito en la literatura para microrreactores de flujo oscilatorio y sistemas en los que el mezclado se ve favorecido por mecanismos de advección caótica. Zhou et al. (2025) [12] reportan que el incremento del caudal fortalece la deformación del fluido tanto en el plano medio como en secciones longitudinales, mientras que Wei et al. (2024) [13] muestran que, al aumentar la intensidad del flujo, se expanden las regiones sometidas a deformación y se intensifican los mecanismos fluidodinámicos asociados al mezclado. En este contexto, los resultados obtenidos en las geometrías modificadas indican que la inserción del obstáculo triangular promueve una redistribución del campo de velocidades y una mayor intensificación local del flujo.

A $Re = 2,400$, la tasa de deformación promedio en la sección transversal central alcanza valores de $2,152.96s^{-1}$ para el diseño original, $2,541.79s^{-1}$ para la geometría 8.95_1_110 y $2,563.51s^{-1}$ para la geometría 12.925_1_110. Esto significa que, respecto del diseño original, ambas configuraciones con obstáculos incrementan la deformación promedio en aproximadamente un 18–19%, mientras que la diferencia entre ellas es menor al 1%, evidenciando que ambas poseen una capacidad global muy similar para intensificar este parámetro en el plano transversal.

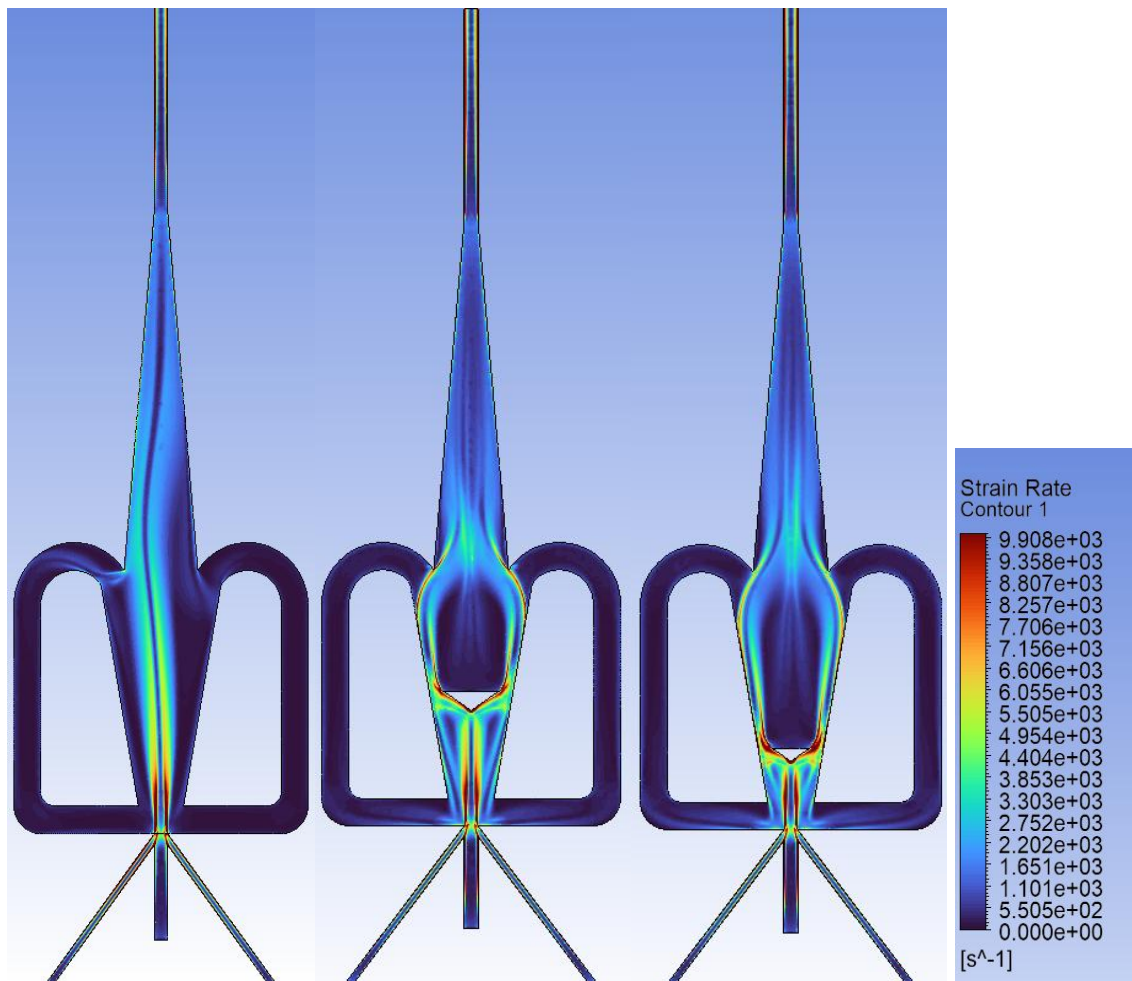


Figura 8. Contornos de tasa de deformación en la sección transversal central para las geometrías original, 8.95_1_110 y 12.925_1_110 a $Re = 2,400$.



Los contornos de la sección transversal muestran que, en las tres geometrías, la mayor deformación se genera inicialmente en la zona donde el flujo entra a la cámara de mezcla divergente. Esto es esperable, ya que en dicha región se producen cambios bruscos en la velocidad y dirección del flujo, originando gradientes elevados. En el diseño original, la deformación se concentra principalmente alrededor del chorro proveniente del canal central, formando una región alargada y relativamente estrecha que se extiende aguas abajo dentro de la cámara y disminuye progresivamente a medida que el flujo avanza por el microrreactor. Este patrón sugiere que, en ausencia del obstáculo, la deformación está gobernada principalmente por los gradientes de velocidad asociados a la corriente central y a su interacción con el fluido circundante.

Además, en la geometría original se aprecia una asimetría lateral en la distribución del campo de deformación, lo que sugiere una desviación preferencial del flujo hacia uno de los lados de la cámara. Si bien este comportamiento podría estar relacionado con la presencia de oscilaciones o con una ruptura de simetría propia del campo de flujo, el presente estudio se basa únicamente en simulaciones estacionarias, por lo que no es posible confirmar dicha interpretación. En consecuencia, esta observación deja abierta la posibilidad de realizar en trabajos futuros simulaciones transientes que permitan estudiar con mayor detalle la evolución temporal del flujo y verificar la eventual presencia de oscilaciones.

En la geometría 8.95_1_110, la presencia del obstáculo triangular modifica de manera importante la distribución de la deformación. La región de valores elevados ya no se limita al desarrollo del chorro central, sino que se intensifica en la zona de interacción entre el flujo y el obstáculo, particularmente en torno a sus bordes y en la región inmediatamente inferior al triángulo. También se observa que la deformación se mantiene con cierta intensidad hacia la salida de la cámara de mezcla divergente, lo que sugiere que el obstáculo no solo perturba el flujo de manera local, sino que altera su estructura en una porción más extensa de la cámara. Por su parte, la geometría 12.925_1_110 presenta un patrón similar en términos generales, aunque con una deformación levemente mayor en la zona de interacción directa con el obstáculo, lo que coincide con su valor promedio ligeramente superior en la sección transversal. Asimismo, en esta configuración se distinguen zonas de deformación elevada bajo el triángulo y en la parte baja de la región de recirculación, indicando que el obstáculo modifica con mayor intensidad el campo de gradientes de velocidad en la porción inferior de la cámara.

La cercanía de los valores promedio transversales de las geometrías 8.95_1_110 y 12.925_1_110 podría sugerir, en una primera aproximación, que su efecto sobre la deformación es prácticamente equivalente. Sin embargo, el análisis de las secciones longitudinales L1 y L2 permite observar con mayor claridad el efecto de la ubicación del obstáculo sobre la distribución espacial de este parámetro.

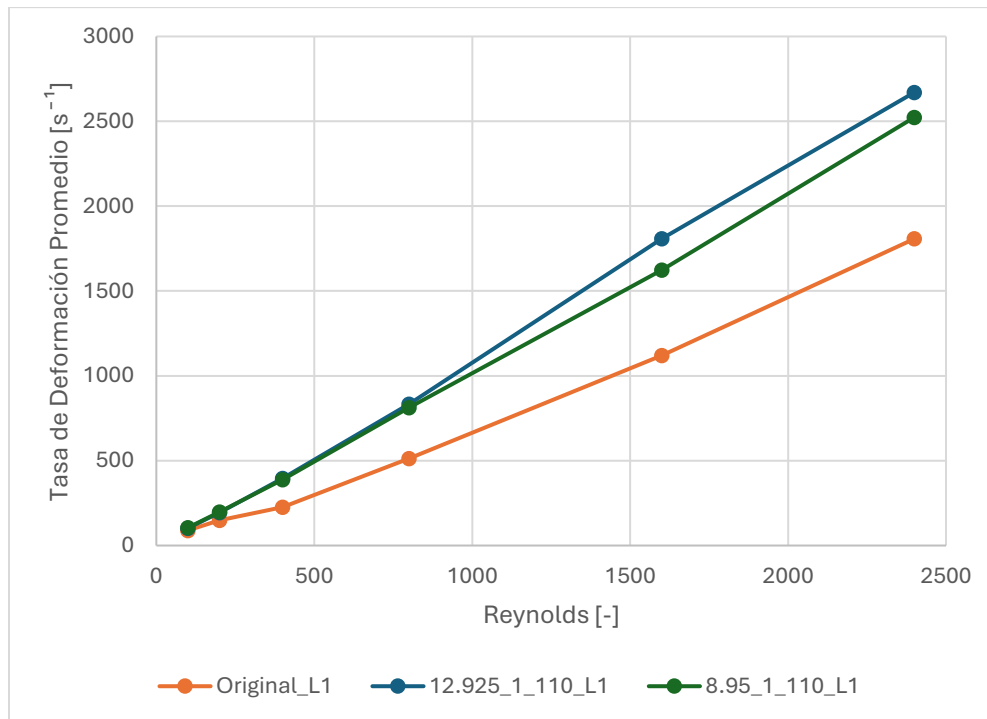


Figura 9. Tasa de deformación promedio en la sección longitudinal L1 en función del número de Reynolds para las geometrías original, 8.95_1_110 y 12.925_1_110.

En la sección L1 se mantiene la tendencia aproximadamente lineal con el número de Reynolds y las dos geometrías modificadas presentan valores superiores al diseño original en todo el rango evaluado. A $Re = 2,400$, el diseño original alcanza una tasa de deformación promedio de $1,807.6s^{-1}$, mientras que la geometría 8.95_1_110 presenta $2,523.51s^{-1}$ y la geometría 12.925_1_110 llega a $2,670.43s^{-1}$. Estos resultados corresponden a incrementos de aproximadamente un 39,6% y un 47,7%, respectivamente, respecto del diseño base. El mayor valor obtenido para 12.925_1_110 es coherente con la ubicación más baja del obstáculo dentro de la cámara, lo que favorece que la interacción más intensa entre el chorro y el triángulo ocurra en la región representada por L1.

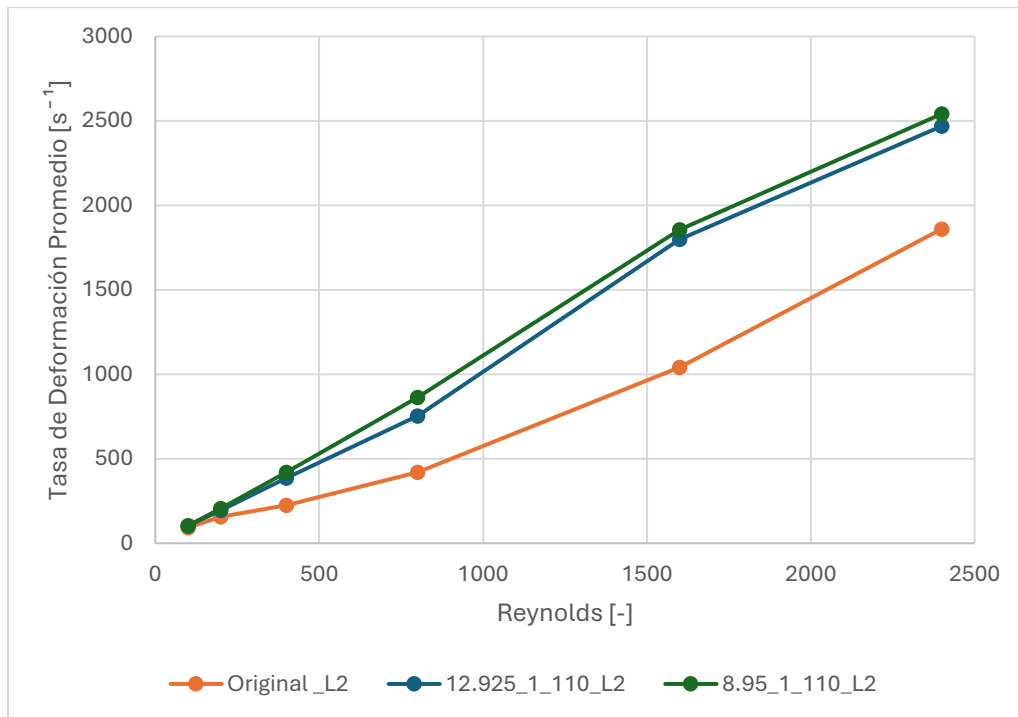


Figura 10. Tasa de deformación promedio en la sección longitudinal L2 en función del número de Reynolds para las geometrías original, 8.95_1_110 y 12.925_1_110.

En la sección L2 también se observa una tendencia creciente y aproximadamente lineal con Re . A $Re = 2,400$, el diseño original presenta un valor de $1860,71s^{-1}$, la geometría 12.925_1_110 alcanza $2469,50s^{-1}$ y la geometría 8.95_1_110 llega a $2814,14s^{-1}$. En este caso, la geometría 8.95_1_110 supera al diseño original en aproximadamente un 51,2 %, mientras que la geometría 12.925_1_110 lo hace en un 32,7%. Este comportamiento es físicamente consistente con la posición más alta del obstáculo en la geometría 8.95_1_110, que favorece una mayor intensificación de la deformación en la región superior de la cámara, correspondiente a la sección L2.

De este modo, el análisis conjunto de la sección transversal y de los promedios longitudinales muestra que ambas geometrías modificadas intensifican la deformación del flujo respecto del diseño original, pero lo hacen con una distribución espacial diferente. En la sección transversal central ambas configuraciones presentan magnitudes promedio muy similares, aunque la 12.925_1_110 muestra una leve superioridad en la zona inmediata de interacción con el obstáculo. Al considerar las secciones longitudinales, se observa con mayor claridad que la geometría 12.925_1_110 concentra preferentemente la deformación en L1, mientras que la geometría 8.95_1_110 la intensifica con mayor fuerza en L2. Esto demuestra que la ubicación del triángulo no solo afecta la magnitud del parámetro, sino también la región del reactor en la que se produce la mayor reorganización del flujo.

Desde un punto de vista fenomenológico, este resultado es relevante porque sugiere que el desempeño del mezclado no depende únicamente del valor promedio global de la tasa de deformación, sino también de la ubicación y distribución de las regiones de mayor deformación dentro de la cámara. Las dos geometrías seleccionadas alcanzan mejores



índices de mezcla que el diseño original, y ello es consistente con la presencia de gradientes de velocidad más intensos que favorecen la deformación de las láminas fluidas, el aumento del área interfacial y la disminución de las distancias características de difusión. En consecuencia, puede concluirse que la incorporación de obstáculos triangulares mejora la capacidad del reactor para deformar el flujo y que la ubicación del obstáculo constituye un parámetro geométrico determinante para definir la zona del sistema donde esta intensificación resulta más pronunciada.

3.4.2 Helicidad positiva y negativa

La helicidad permite caracterizar el grado de alineación entre el vector velocidad y el vector vorticidad del flujo, y se define mediante el producto escalar $H = \mathbf{u} \cdot \boldsymbol{\omega}$. Los valores positivos de helicidad indican que ambos vectores poseen orientaciones concordantes, mientras que los valores negativos representan una orientación opuesta. Por consiguiente, el signo no expresa un comportamiento favorable o desfavorable para el mezclado, sino la orientación de las estructuras helicoidales presentes en el flujo. La coexistencia de regiones con helicidad positiva y negativa evidencia movimientos rotacionales con sentidos de alineación diferentes, mientras que el incremento de sus magnitudes es compatible con una mayor complejidad tridimensional del campo de flujo. Debido a que ambas contribuciones pueden cancelarse al calcular un promedio convencional, se analizaron separadamente la helicidad positiva promedio H^+ y la helicidad negativa promedio H^- .

La evolución de H^+ y H^- en la sección transversal central muestra que sus valores permanecen relativamente bajos a números de Reynolds reducidos y aumentan de manera marcadamente no lineal al incrementarse Re , especialmente a partir de $Re = 1,600$. Este comportamiento es mucho más pronunciado en las geometrías 8.95_1_110 y 12.925_1_110 que, en el diseño original, lo que indica que la incorporación del obstáculo triangular no solo intensifica los gradientes de velocidad, sino también la interacción entre el movimiento del fluido y los vórtices.

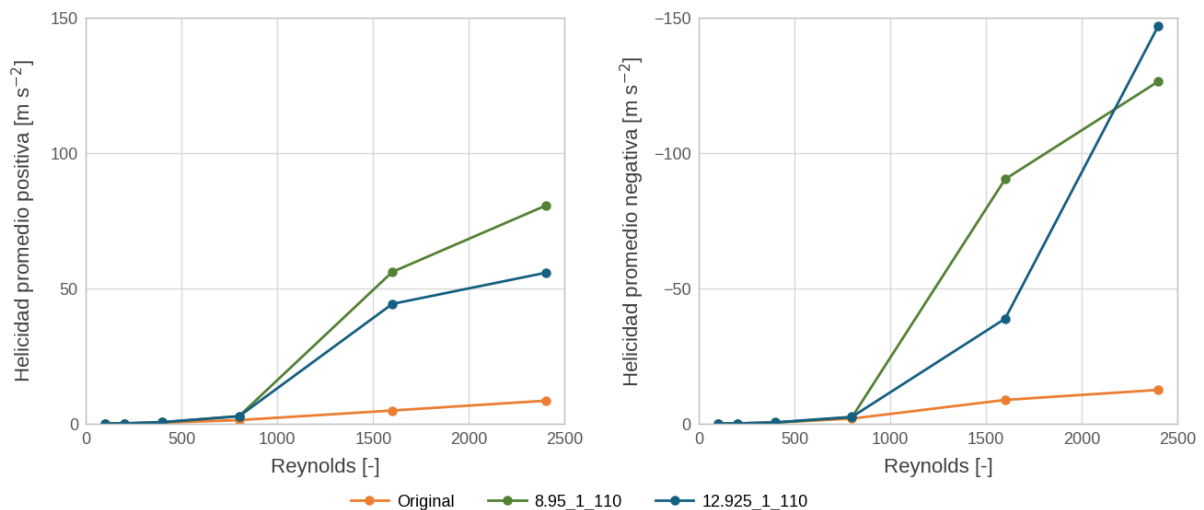


Figura 11. Helicidad promedio positiva H^+ y helicidad promedio negativa H^- en la sección transversal central en función del número de Reynolds para las geometrías original, 8.95_1_110 y 12.925_1_110.



A $Re = 2,400$, el diseño original presenta valores de $H^+ = 8.48 \text{ m s}^{-2}$ y $H^- = -12.47 \text{ m s}^{-2}$ en la sección transversal. En la geometría 12.925_1_110 estos valores aumentan a 55.74 m s^{-2} y -147.00 m s^{-2} , mientras que la geometría 8.95_1_110 alcanza 80.55 m s^{-2} y -126.48 m s^{-2} . Por tanto, ambas configuraciones modificadas presentan una intensificación considerable de las dos orientaciones helicoidales respecto del diseño original. En particular, 8.95_1_110 registra la mayor helicidad positiva, mientras que 12.925_1_110 alcanza la mayor magnitud de helicidad negativa.

La diferencia entre ambas configuraciones resulta relevante al compararla con los resultados de deformación. Aunque las dos geometrías modificadas presentaron tasas de deformación transversales prácticamente iguales, su distribución helicoidal no es equivalente: la geometría 8.95_1_110 favorece en mayor medida la contribución positiva, mientras que 12.925_1_110 intensifica preferentemente la contribución negativa. Esto demuestra que la tasa de deformación y la helicidad describen características complementarias del flujo. La primera cuantifica la intensidad global de los gradientes de velocidad, mientras que la segunda permite reconocer cómo dichos gradientes se relacionan con la orientación y organización de las estructuras vorticosas.

Para visualizar espacialmente este comportamiento se utilizó H_{LOG} , transformación logarítmica con signo que permite representar en una misma escala el amplio intervalo de valores positivos y negativos de helicidad. En estos contornos, las tonalidades cálidas representan helicidad positiva, las tonalidades frías corresponden a helicidad negativa y los colores próximos al verde indican valores cercanos a cero. Debido a su transformación logarítmica, la separación entre colores no debe interpretarse como una diferencia lineal de helicidad, sino como una representación de su signo, orden de magnitud y distribución espacial.

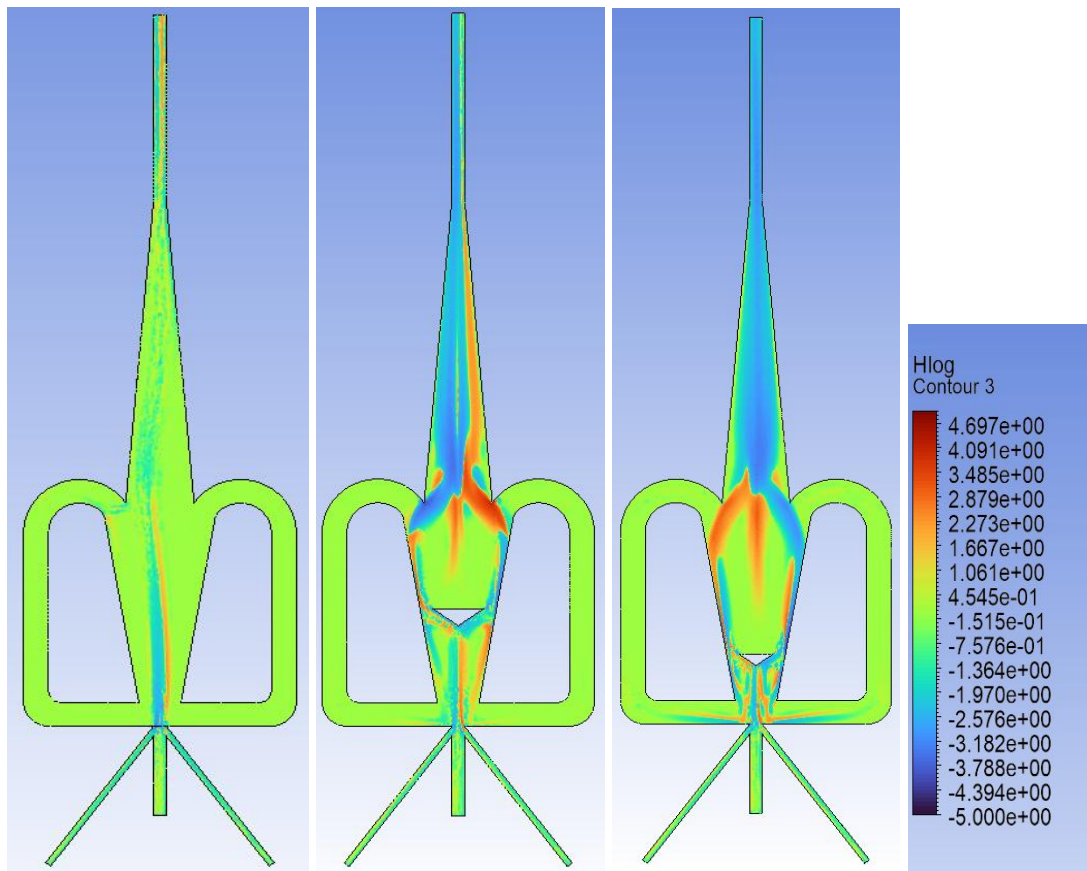


Figura 12. Contornos de helicidad logarítmica H_{LOG} en la sección transversal central para las geometrías original, 8.95_1_110 y 12.925_1_110 a $Re = 2,400$.

En el diseño original, la mayor parte de la cámara y de los canales de recirculación presenta valores de H_{LOG} próximos a cero, lo que indica una limitada presencia de movimiento helicoidal fuera de la trayectoria principal del flujo. Las regiones de helicidad se concentran principalmente alrededor del chorro central, donde se observa una banda de helicidad negativa a un lado y una contribución positiva de menor extensión al lado opuesto. Esta distribución muestra que el movimiento helicoidal del diseño original se encuentra localizado en torno al chorro central y no se extiende ampliamente hacia las recirculaciones ni en toda la cámara de mezcla divergente, además a medida avanza y al llegar a la cámara de mezcla convergente la helicidad es casi 0.

En la geometría 8.95_1_110, las regiones de helicidad positiva y negativa ocupan una proporción considerablemente mayor de la cámara. Se observan valores elevados en la zona superior de los canales de recirculación y en la región de transición hacia la cámara convergente, además de regiones contiguas de signo opuesto alrededor del flujo principal. Esta alternancia espacial indica que el obstáculo modifica la alineación entre velocidad y vorticidad y genera estructuras helicoidales con orientaciones diferentes dentro de una zona más extensa del reactor.

La geometría 12.925_1_110 presenta igualmente una expansión de las regiones con helicidad distinta de cero, aunque su distribución difiere de la observada en 8.95_1_110. En

esta configuración se aprecia una mayor influencia en la región inferior de los canales de recirculación, en la zona situada bajo el obstáculo y alrededor de los pasos laterales formados entre el triángulo y las paredes de la cámara. Este comportamiento es coherente con la posición más baja del obstáculo, que modifica el campo de flujo principalmente en las regiones cercanas a su emplazamiento. En consecuencia, los contornos confirman que ambas geometrías intensifican el movimiento helicoidal, pero lo redistribuyen de manera distinta dentro de la cámara.

La influencia de la ubicación del obstáculo puede observarse con mayor detalle mediante los valores promedio obtenidos en las secciones longitudinales L1 y L2. No obstante, las comparaciones cuantitativas deben realizarse entre geometrías dentro de una misma sección, ya que cada plano intercepta regiones y orientaciones diferentes del campo de flujo.

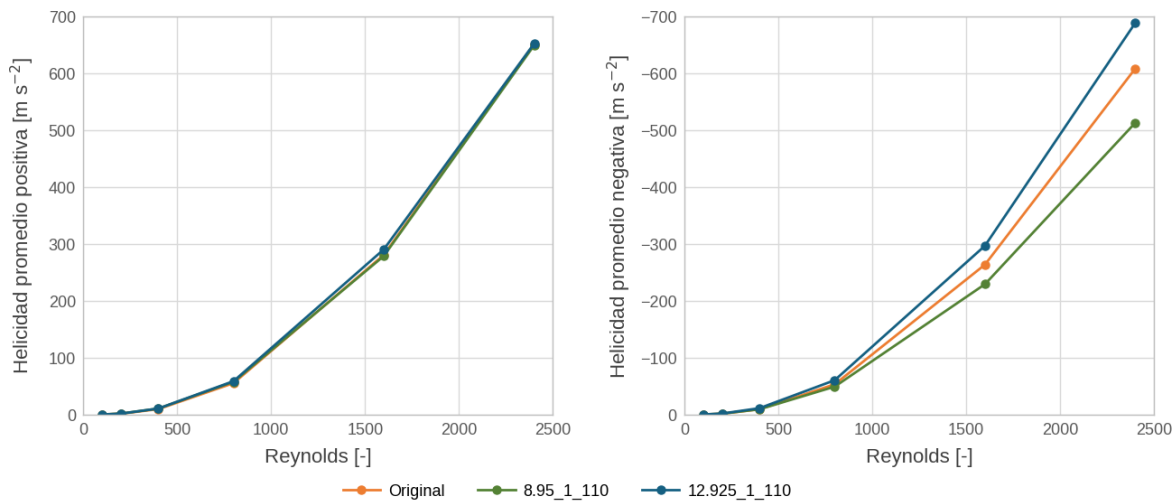
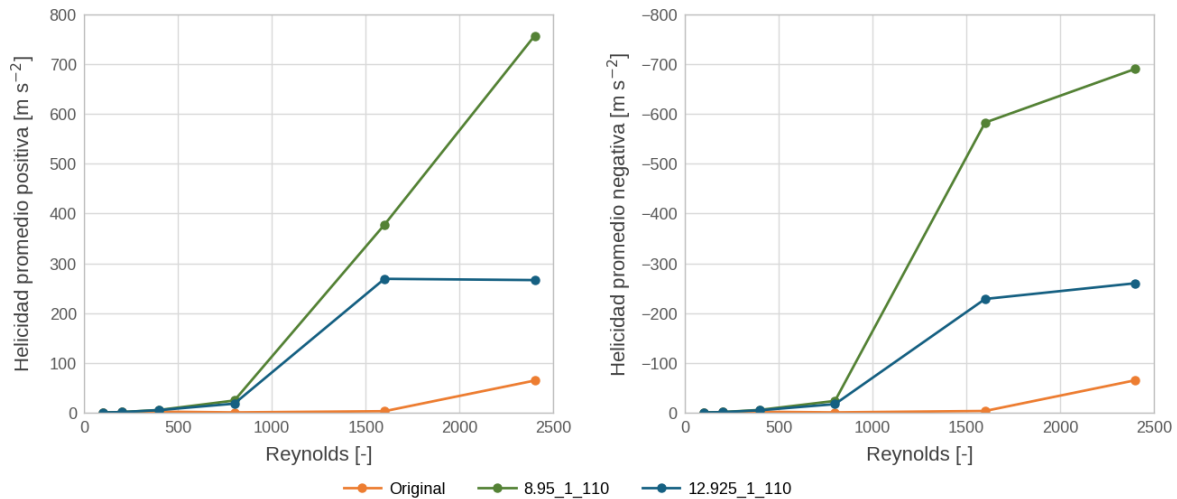


Figura 13. Helicidad promedio positiva H^+ y helicidad promedio negativa H^- en la sección longitudinal L1 en función del número de Reynolds para las geometrías original, 8.95_1_110 y 12.925_1_110.

En la sección L1, la helicidad positiva presenta una evolución prácticamente coincidente para las tres configuraciones en todo el intervalo de Reynolds. A $Re = 2400$, los valores alcanzan $651,31 \text{ m s}^{-2}$ para el diseño original, $652,32 \text{ m s}^{-2}$ para 12.925_1_110 y $649,26 \text{ m s}^{-2}$ para 8.95_1_110. Las diferencias son inferiores al 0,5 %, por lo que la incorporación y ubicación del obstáculo no producen un efecto significativo sobre la contribución positiva de la helicidad en esta sección.

Las diferencias son más evidentes para H^- . A $Re = 2400$, la geometría 12.925_1_110 presenta el valor de mayor magnitud, con $-688,55 \text{ m s}^{-2}$, seguida por el diseño original, con $-608,33 \text{ m s}^{-2}$, y por 8.95_1_110, con $-512,96 \text{ m s}^{-2}$. Esto indica que la ubicación inferior del obstáculo en 12.925_1_110 fortalece preferentemente las estructuras en las que la velocidad y la vorticidad se encuentran orientadas en sentidos opuestos dentro de L1. En contraste, la geometría 8.95_1_110 no aumenta la magnitud de H^- en esta sección respecto del diseño original.

Este resultado complementa el análisis de la tasa de deformación. En L1, la geometría 12.925_1_110 presentó también la mayor deformación promedio; sin embargo, el análisis de helicidad muestra que esta intensificación no se traduce en un aumento equivalente de ambas orientaciones helicoidales. La contribución positiva permanece prácticamente constante, mientras que la principal diferencia se concentra en H^- . Por tanto, la mayor deformación en esta sección está asociada particularmente al fortalecimiento de estructuras con alineación opuesta entre velocidad y vorticidad.



. Figura 14. Helicidad promedio positiva H^+ y helicidad promedio negativa H^- en la sección longitudinal L2 en función del número de Reynolds para las geometrías original, 8.95_1_110 y 12.925_1_110.

En L2 se observa una diferenciación mucho más marcada entre las configuraciones. A $Re = 2400$, el diseño original presenta valores de $H^+ = 64,37 \text{ m s}^{-2}$ y $H^- = -64,97 \text{ m s}^{-2}$. La geometría 12.925_1_110 alcanza $266,28 \text{ m s}^{-2}$ y $-259,93 \text{ m s}^{-2}$, aproximadamente cuatro veces las magnitudes del diseño original. La geometría 8.95_1_110 presenta la mayor intensificación, con $H^+ = 757,25 \text{ m s}^{-2}$ y $H^- = -690,61 \text{ m s}^{-2}$, equivalentes a valores aproximadamente once veces superiores a los obtenidos en el diseño base.

La marcada intensificación de ambas contribuciones en 8.95_1_110 es coherente con la ubicación más alta del obstáculo y con su mayor influencia sobre la región interceptada por L2. Asimismo, la similitud entre H^+ y $|H^-|$ dentro de cada geometría indica que en esta sección coexisten contribuciones helicoidales importantes con orientaciones opuestas. Esta coexistencia no implica que se cancelen físicamente, sino que el plano contiene estructuras distintas en las que la velocidad y la vorticidad presentan relaciones de alineación contrarias.

La comparación con la tasa de deformación refuerza esta interpretación. La geometría 8.95_1_110 presentó en L2 tanto la mayor tasa de deformación promedio como las mayores magnitudes de H^+ y H^- . Por tanto, en esta región existe una coincidencia entre la intensificación de los gradientes de velocidad y el fortalecimiento del movimiento helicoidal. En la geometría 12.925_1_110 ambos mecanismos también aumentan respecto del diseño original, aunque de manera menos pronunciada debido a la mayor distancia entre el obstáculo y la sección L2.



En conjunto, los resultados muestran que la inserción de los obstáculos triangulares incrementa considerablemente la helicidad en la sección transversal y redistribuye las estructuras helicoidales en función de la ubicación del obstáculo. La geometría 12.925_1_110 afecta principalmente la región inferior L1, donde fortalece especialmente la helicidad negativa, mientras que 8.95_1_110 concentra su mayor efecto en L2, incrementando de manera simultánea y sustancial las contribuciones positiva y negativa. Estos resultados son consistentes con la expansión espacial observada en los contornos de H_{LOG} y con los mayores índices de mezcla alcanzados por ambas geometrías modificadas.

No obstante, la presencia de helicidad elevada no constituye por sí sola una demostración de advección caótica ni de oscilación temporal. Los resultados evidencian una mayor interacción entre velocidad y vorticidad y una estructura de flujo más compleja, lo cual es compatible con los mecanismos que favorecen la advección caótica. La confirmación de oscilaciones y de su frecuencia requeriría simulaciones transientes y análisis de señales temporales. En el marco de esta investigación, la helicidad debe interpretarse como un descriptor cinemático complementario que permite explicar por qué las geometrías modificadas favorecen trayectorias más complejas y una mayor interacción entre las corrientes, contribuyendo al aumento del índice de mezcla.

3.4.3 Coeficientes de estiramiento y compresión

El coeficiente de estiramiento y compresión permite caracterizar la acción del tensor de deformación sobre las estructuras vorticosas del flujo. Los valores positivos del parámetro A representan el estiramiento de los vórtices, mientras que los valores negativos indican su compresión. Ambos mecanismos modifican la forma, el tamaño y la orientación de las estructuras vorticosas, por lo que su análisis permite profundizar en los procesos cinemáticos que favorecen la reorganización de las interfaces fluidas. Debido a que las contribuciones positivas y negativas podrían cancelarse al calcular un promedio convencional, se analizaron separadamente el coeficiente promedio de estiramiento A^+ y el coeficiente promedio de compresión A^- .

En la sección transversal central se observa que las diferencias entre el diseño original y las geometrías modificadas comienzan a hacerse evidentes desde $Re = 400$, se vuelven marcadas a $Re = 800$ y aumentan considerablemente desde $Re = 1600$. Tanto A^+ como la magnitud de A^- aumentan con el número de Reynolds en las tres configuraciones; sin embargo, el crecimiento es mucho más pronunciado en las geometrías 8.95_1_110 y 12.925_1_110. Esto indica que la incorporación del obstáculo triangular intensifica la interacción entre el tensor de deformación y las estructuras vorticosas, aumentando tanto su estiramiento como su compresión.

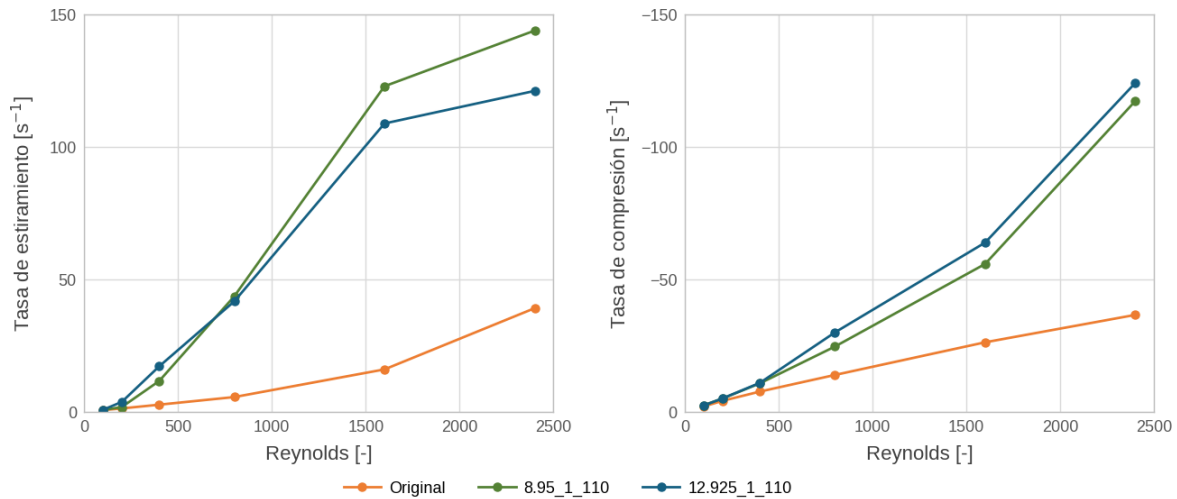


Figura 15. Coeficientes promedio de estiramiento A^+ y compresión A^- en la sección transversal central en función del número de Reynolds para las geometrías original, 8.95_1_110 y 12.925_1_110.

El comportamiento observado es consistente con los resultados reportados por Wei et al., quienes determinaron que las magnitudes de A^+ y A^- aumentan al incrementarse Re y que las regiones sometidas a estiramiento y compresión se expanden desde la cámara principal hacia los canales de retroalimentación. Los autores atribuyen este fenómeno a las variaciones en la cantidad de fluido que ingresa a las distintas zonas de la cámara, las cuales ejercen efectos de tracción o compresión sobre los vórtices. De forma complementaria, Zhou et al. [12] señalan que el chorro de entrada y los flujos secundarios inducidos en el OFM generan procesos simultáneos de estiramiento y compresión, cuya intensidad aumenta con el caudal.

A $Re = 2400$, el diseño original alcanza valores de $A^+ = 39.11 \text{ s}^{-1}$ y $A^- = -36.58 \text{ s}^{-1}$ en la sección transversal central. La geometría 12.925_1_110 presenta $A^+ = 121.14 \text{ s}^{-1}$ y $A^- = -124.12 \text{ s}^{-1}$, mientras que 8.95_1_110 alcanza $A^+ = 143.90 \text{ s}^{-1}$ y $A^- = -117.30 \text{ s}^{-1}$. En consecuencia, el estiramiento de las geometrías modificadas es entre 3.1 y 3.7 veces superior al del diseño original, mientras que la magnitud de la compresión es entre 3.2 y 3.4 veces mayor.

Entre las dos geometrías modificadas, 8.95_1_110 presenta el mayor estiramiento, superando en aproximadamente un 18.8 % a 12.925_1_110. En cambio, 12.925_1_110 alcanza la mayor magnitud de compresión, aunque la diferencia respecto de 8.95_1_110 es de solo un 5.8 %. Por tanto, ambas geometrías generan intensidades globales similares, pero con un balance diferente entre los mecanismos. En 8.95_1_110 predomina el estiramiento, mientras que en 12.925_1_110 el estiramiento y la compresión poseen magnitudes prácticamente equivalentes, con una compresión levemente superior.

Para representar espacialmente este parámetro se utilizó A_{LOG} , transformación logarítmica con signo que permite visualizar en una misma escala los valores positivos y negativos. En los contornos, las tonalidades cálidas representan estiramiento, las tonalidades frías corresponden a compresión, y los tonos verdes representan valores cercanos a cero. Debido a la transformación logarítmica, los colores permiten comparar el signo, la

distribución y el orden de magnitud del parámetro, pero sus diferencias no deben interpretarse de manera lineal.

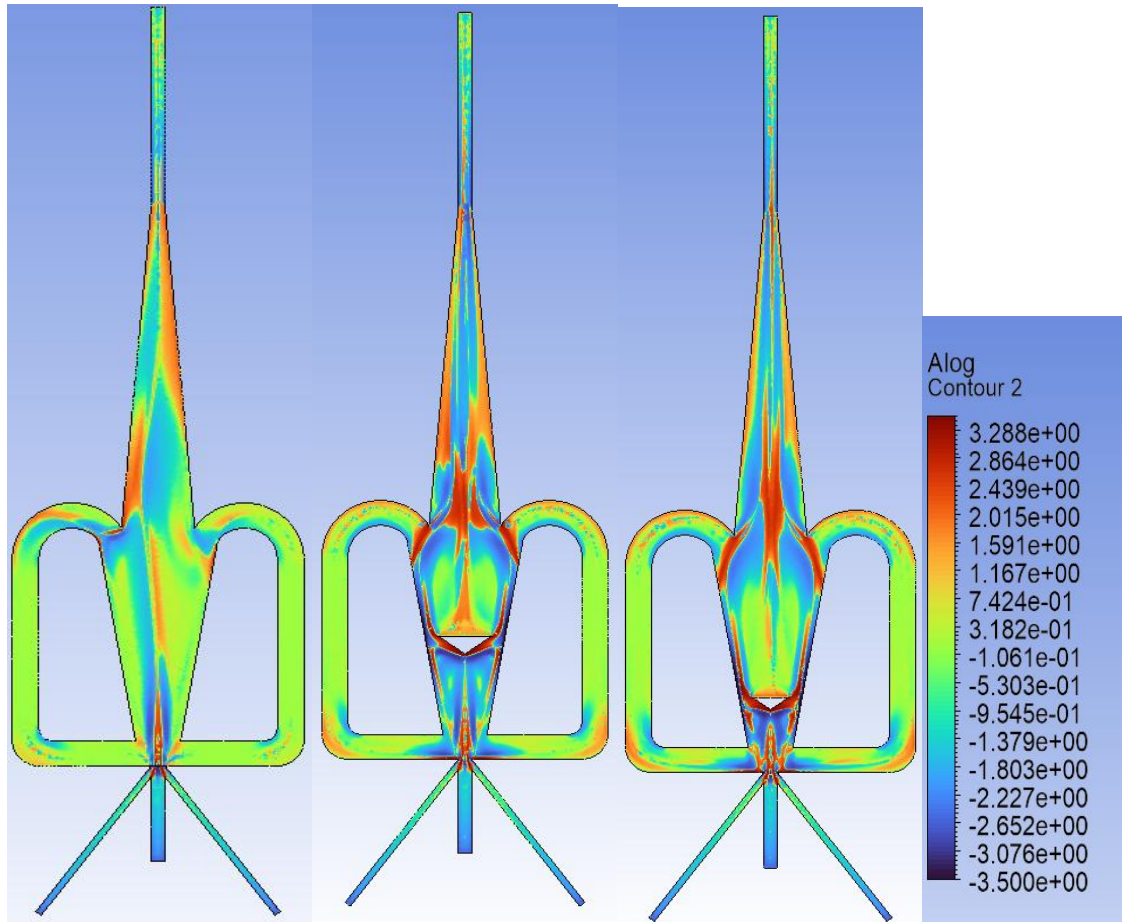


Figura 16. Contornos del coeficiente logarítmico de estiramiento y compresión A_{LOG} en la sección transversal central para las geometrías original, 8.95_1_110 y 12.925_1_110 a $Re = 2400$.

En el diseño original, la confluencia de las tres corrientes de entrada genera una región central de estiramiento, rodeada por zonas de compresión. Este comportamiento se concentra principalmente en el primer tercio de la cámara divergente y puede asociarse a la interacción entre el chorro central y las corrientes laterales: la aceleración y elongación de la corriente principal favorecen el estiramiento de los vórtices, mientras que el fluido circundante es desplazado y sometido a compresión.

En los canales de recirculación del diseño original predominan valores de A_{LOG} cercanos a cero, lo que indica que, en la sección analizada, las estructuras vorticosas experimentan una menor deformación que en la trayectoria principal. También se observa una distribución asimétrica dentro de la cámara divergente, con una región de compresión más intensa hacia el lado izquierdo, coincidente con la desviación lateral del flujo identificada previamente. En la cámara convergente se mantiene esta asimetría y aparecen regiones alternadas de estiramiento y compresión: durante una parte de la trayectoria predomina la compresión hacia el lado izquierdo y el estiramiento hacia el derecho, mientras que aguas abajo esta



distribución se invierte. Como las simulaciones desarrolladas son estacionarias, no es posible establecer si esta asimetría corresponde a una etapa de un comportamiento oscilatorio, por lo que su evolución temporal podría evaluarse mediante simulaciones transientes en trabajos futuros.

En las geometrías modificadas, la interacción del flujo con los obstáculos triangulares produce una redistribución considerable de A_{LOG} . Antes de alcanzar el triángulo se observan zonas de compresión asociadas a la desaceleración y acumulación local del flujo frente al obstáculo. Al circular por los espacios laterales formados entre el triángulo y las paredes, aparecen regiones de estiramiento, debido a que el fluido se acelera, cambia de dirección y las estructuras vorticosas se alargan en la dirección principal del movimiento.

La presencia de estiramiento junto a los lados del triángulo no resulta contradictoria con la reducción del área disponible. Aunque el flujo puede experimentar compresión en una dirección transversal, la aceleración a través de los pasos laterales puede elongarlo en la dirección del movimiento. Además, el parámetro A no representa directamente la contracción o expansión geométrica del canal, sino la proyección del tensor de deformación sobre la dirección de la vorticidad. Por ello, el paso por un espacio estrecho puede producir simultáneamente compresión transversal y estiramiento de las estructuras vorticosas.

Alrededor del obstáculo se observan bandas contiguas de estiramiento y compresión, lo que indica que los vórtices experimentan deformaciones sucesivas a medida que el flujo se divide, cambia de dirección y vuelve a reorganizarse. En la región inmediatamente posterior al triángulo, la geometría 12.925_1_110 presenta una zona relativamente extensa con valores próximos a cero. En la geometría 8.95_1_110 esta región es menos amplia y se mantiene una banda central de estiramiento más definida, comportamiento consistente con el mayor valor transversal de A^+ obtenido para esta configuración.

En la parte inferior de los canales de recirculación, ambas geometrías modificadas presentan regiones de compresión más intensas que el diseño original. Asimismo, en los codos aparecen bandas adyacentes de ambos signos, con estiramiento principalmente hacia los sectores exteriores de la curva y compresión hacia los interiores en varias regiones. Este patrón es compatible con los cambios de dirección y con los gradientes de velocidad generados durante la recirculación. No obstante, la mayor intensidad de A en estos canales no demuestra por sí sola que exista un caudal recirculado superior; para confirmar esa hipótesis sería necesario comparar directamente el caudal másico, la velocidad media o la proporción de flujo que atraviesa los canales.

En la parte superior de la cámara divergente, cerca de la conexión con los canales de recirculación, se observan zonas importantes de compresión y estiramiento. En 8.95_1_110 las transiciones entre ambos mecanismos son más abruptas, mientras que en 12.925_1_110 aparecen distribuidas sobre una región más alargada. Este comportamiento sugiere que la posición del obstáculo modifica no solo la intensidad del fenómeno, sino también la extensión espacial sobre la cual las estructuras vorticosas son deformadas.

En la cámara convergente, las geometrías modificadas presentan inicialmente una región central de estiramiento acompañada por zonas laterales de compresión próximas a las paredes. A medida que el flujo avanza hacia la salida, la distribución se reorganiza y

aparecen sectores de compresión en la región central junto con estiramiento hacia los laterales. Esta alternancia demuestra que el efecto del obstáculo no queda limitado a su entorno inmediato, sino que persiste aguas abajo y modifica la estructura vorticosa durante la aceleración y convergencia final del flujo.

El análisis de las secciones longitudinales L1 y L2 permite evaluar con mayor detalle la influencia de la ubicación del obstáculo sobre ambos mecanismos.

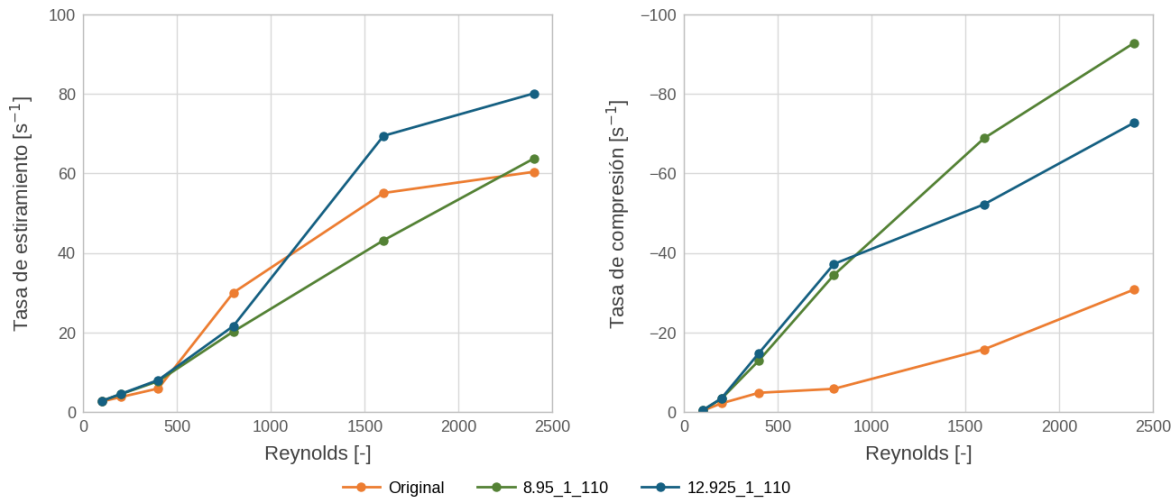


Figura 17. Coeficientes promedio de estiramiento A^+ y compresión A^- en la sección longitudinal L1 en función del número de Reynolds para las geometrías original, 8.95_1_110 y 12.925_1_110.

En la sección L1, las diferencias de A^+ son menos pronunciadas que en la sección transversal. A $Re = 800$, el diseño original presenta un estiramiento mayor que las dos configuraciones modificadas. A $Re = 1600$, la geometría 12.925_1_110 pasa a registrar el valor más alto, mientras que el diseño original todavía supera a 8.95_1_110. Finalmente, a $Re = 2400$, ambas geometrías modificadas superan al diseño original, aunque 8.95_1_110 lo hace por una diferencia pequeña.

En esta última condición, el diseño original alcanza $A^+ = 60.39 s^{-1}$, la geometría 12.925_1_110 presenta $80.11 s^{-1}$ y 8.95_1_110 alcanza $63.71 s^{-1}$. Por tanto, 12.925_1_110 presenta el mayor estiramiento en L1, superando en aproximadamente un 32.7% al diseño original. Este resultado es coherente con la ubicación más baja del obstáculo y con su mayor influencia sobre la región inferior representada por L1.

Para A^- , las geometrías modificadas presentan magnitudes superiores a la del diseño original en prácticamente todo el intervalo de Reynolds. A $Re = 2400$, el diseño base alcanza $A^- = -30.79 s^{-1}$, 12.925_1_110 llega a $-72.78 s^{-1}$ y 8.95_1_110 presenta $-92.85 s^{-1}$. La mayor compresión corresponde, por tanto, a 8.95_1_110, cuya magnitud es aproximadamente tres veces superior a la del diseño original y un 27.6 % mayor que la de 12.925_1_110.

Estos resultados muestran que, en L1, la geometría 12.925_1_110 favorece principalmente el estiramiento, mientras que 8.95_1_110 genera una mayor compresión. La posición del obstáculo no produce simplemente un aumento uniforme de ambos mecanismos, sino que

modifica de manera diferenciada el balance entre ellos y la forma en que las estructuras vorticosas se reorganizan a lo largo de la región inferior.

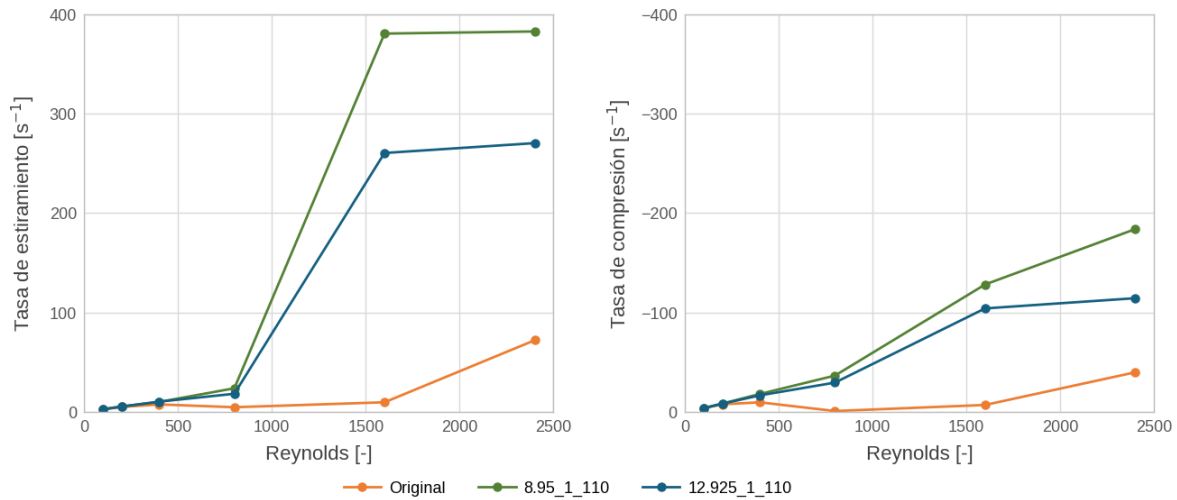


Figura 18. Coeficientes promedio de estiramiento A^+ y compresión A^- en la sección longitudinal L2 en función del número de Reynolds para las geometrías original, 8.95_1_110 y 12.925_1_110.

En L2, las diferencias entre el diseño original y las geometrías modificadas son considerablemente mayores, especialmente a partir de $Re = 1600$. Para A^+ , el diseño original presenta valores muy inferiores a los obtenidos en las configuraciones con obstáculos. A $Re = 2400$, el diseño base alcanza 71.99 s^{-1} , mientras que 12.925_1_110 llega a 270.47 s^{-1} y 8.95_1_110 alcanza 382.88 s^{-1} . La geometría 8.95_1_110 presenta así un estiramiento aproximadamente 5.3 veces superior al diseño original y un 41.6% mayor que el obtenido por 12.925_1_110.

Para A^- , las configuraciones modificadas también presentan magnitudes considerablemente superiores. A $Re = 2400$, el diseño original alcanza $A^- = -39.76 \text{ s}^{-1}$, la geometría 12.925_1_110 presenta -114.37 s^{-1} y 8.95_1_110 llega a -183.91 s^{-1} . Por tanto, 8.95_1_110 registra la mayor compresión en L2, superando en aproximadamente un 60.8% a 12.925_1_110 y presentando una magnitud superior a cuatro veces la del diseño original.

La geometría 8.95_1_110 domina, por consiguiente, tanto el estiramiento como la compresión en L2. Este resultado es consistente con la posición más alta del obstáculo y con su mayor influencia sobre la sección longitudinal superior. Aunque ambas contribuciones aumentan significativamente, el estiramiento es superior a la magnitud de la compresión en las tres configuraciones, por lo que en L2 existe un predominio del mecanismo extensional, particularmente marcado en 8.95_1_110.

En conjunto, los resultados muestran que la incorporación de obstáculos triangulares intensifica de manera significativa tanto el estiramiento como la compresión de las estructuras vorticosas. En la sección transversal central, 8.95_1_110 presenta el mayor estiramiento, mientras que 12.925_1_110 alcanza una compresión ligeramente superior. En L1, 12.925_1_110 favorece principalmente el estiramiento y 8.95_1_110 presenta la mayor



compresión. En L2, la geometría 8.95_1_110 domina claramente ambas contribuciones, confirmando que la ubicación del obstáculo determina la región donde los mecanismos de deformación vorticosa se intensifican con mayor fuerza.

La coexistencia y alternancia espacial de regiones de estiramiento y compresión resulta relevante para el transporte de especies. El estiramiento favorece el aumento y la renovación del área interfacial, mientras que la compresión reduce el espesor de las láminas de fluido y las distancias características requeridas para la difusión molecular. La acción combinada de ambos mecanismos es consistente con los mayores índices de mezcla alcanzados por las geometrías modificadas y complementa la interpretación obtenida a partir de la tasa de deformación y la helicidad. Sin embargo, estos parámetros deben entenderse como descriptores cinemáticos compatibles con una mayor complejidad del flujo y no como una demostración aislada de advección caótica, cuya caracterización completa requeriría herramientas adicionales de análisis temporal o de seguimiento de partículas.

3.4.4 Síntesis de la interpretación fluidodinámica

El mejoramiento del índice de mezcla producido por los obstáculos triangulares se encuentra acompañado por una intensificación de la tasa de deformación, la helicidad y los mecanismos de estiramiento y compresión de las estructuras vorticosas. Esta correspondencia se vuelve especialmente clara al comparar el comportamiento de las geometrías modificadas con el diseño original a partir de $Re = 1600$, condición en la que las diferencias cinemáticas aumentan considerablemente.

En el diseño original, el índice de mezcla permanece cercano al 55% para números de Reynolds inferiores a 800, aumenta hasta aproximadamente 86.28% a $Re = 1600$ y alcanza cerca de 94.3% a $Re = 2400$. Por lo tanto, aunque el incremento de Re mejora progresivamente la homogeneización, el reactor base no alcanza el criterio de mezcla efectiva de 95% establecido en esta investigación. En contraste, las configuraciones con obstáculos triangulares alcanzan niveles de mezcla considerablemente superiores desde condiciones de Reynolds menores y mantienen valores cercanos o superiores al umbral de homogeneización efectiva en el rango de operación elevado.

Esta diferencia puede explicarse inicialmente mediante la tasa de deformación. En el diseño original, los mayores valores se concentran principalmente alrededor del chorro central y disminuyen progresivamente a medida que el flujo avanza por la cámara. En consecuencia, la deformación de las interfaces queda limitada a una región relativamente estrecha, mientras que amplias zonas de la cámara y de los canales de recirculación presentan una menor actividad. Este comportamiento es consistente con la persistencia de una estructura parcialmente estratificada y con la dependencia más importante de la difusión molecular, especialmente a números de Reynolds bajos e intermedios.

Las geometrías 8.95_1_110 y 12.925_1_110, en cambio, presentan tasas de deformación superiores al diseño base en todo el rango estudiado, con diferencias especialmente marcadas desde $Re = 1600$. En esta condición, el diseño original alcanza aproximadamente 1475 s^{-1} , mientras que las geometrías modificadas presentan valores cercanos a 1856 s^{-1} , equivalentes a un incremento del orden de 26 %. Esta intensificación coincide con la región



en la que las configuraciones con obstáculos alcanzan índices de mezcla elevados, mientras que el diseño original todavía permanece bajo el umbral de 95 %.

A $Re = 2400$, las geometrías modificadas presentan tasas de deformación transversal aproximadamente 18–19% superiores al diseño original. Sin embargo, la principal diferencia entre 8.95_1_110 y 12.925_1_110 no se encuentra en el promedio transversal global, que es muy similar, sino en la distribución espacial del parámetro. La geometría 12.925_1_110 concentra una mayor deformación en la sección inferior L1, mientras que 8.95_1_110 presenta su mayor intensificación en L2. Por lo tanto, ambas configuraciones pueden alcanzar resultados de mezcla semejantes mediante una distinta localización de las regiones activas dentro del reactor.

La helicidad complementa esta interpretación, debido a que demuestra que el aumento de la deformación se encuentra acompañado por una mayor interacción entre la velocidad y la vorticidad. En el diseño original, las contribuciones positivas y negativas de la helicidad permanecen principalmente confinadas alrededor del chorro central, mientras que gran parte de la cámara y de los canales de recirculación presenta valores próximos a cero. Esto indica que el movimiento helicoidal posee una extensión espacial limitada y que las trayectorias del fluido conservan una organización menos compleja.

En las configuraciones modificadas, las regiones de helicidad positiva y negativa se expanden alrededor de los obstáculos, hacia las conexiones con los canales de recirculación y dentro de la cámara convergente. Además, las diferencias respecto del diseño original aumentan considerablemente a partir de $Re = 1600$, en concordancia con el mejoramiento observado en el índice de mezcla. La presencia simultánea de contribuciones positivas y negativas no implica una cancelación física del movimiento, sino la coexistencia de estructuras en las que la velocidad y la vorticidad presentan distintas orientaciones.

A $Re = 2400$, 8.95_1_110 presenta la mayor helicidad positiva en la sección transversal y una intensificación especialmente marcada de H^+ y H^- en L2. La configuración 12.925_1_110 presenta la mayor magnitud de helicidad negativa transversal y un efecto más importante sobre H^- en L1. Esta distribución coincide con lo observado para la tasa de deformación y confirma que la ubicación del obstáculo determina la región donde se intensifican los movimientos rotacionales del flujo.

Los coeficientes de estiramiento y compresión profundizan la explicación del aumento del índice de mezcla. En la sección transversal, las geometrías modificadas comienzan a separarse del diseño original desde aproximadamente $Re = 400$, y las diferencias se amplifican con Re . A $Re = 2400$, 8.95_1_110 presenta el mayor estiramiento, mientras que 12.925_1_110 alcanza una compresión levemente superior. En ambos casos, las magnitudes de A^+ y A^- son superiores en más de tres veces a las del diseño original.

Los contornos muestran que los obstáculos generan regiones alternadas de estiramiento y compresión alrededor de sus superficies, en los pasos laterales y en las conexiones con los canales de recirculación. Antes de alcanzar el triángulo, el flujo experimenta compresión por la desaceleración y acumulación local; posteriormente, al desplazarse por los espacios laterales, se acelera y cambia de dirección, favoreciendo el estiramiento de las estructuras vorticosas. Esta sucesión de mecanismos aumenta el área interfacial, reduce el espesor de



las láminas de concentración y disminuye las distancias requeridas para la difusión molecular.

En L1, la geometría 12.925_1_110 presenta el mayor estiramiento, mientras que 8.95_1_110 registra la mayor compresión. En L2, 8.95_1_110 alcanza los mayores valores de ambas contribuciones, comportamiento coherente con la posición más alta de su obstáculo y con sus mayores valores de deformación y helicidad en esta sección. Estos resultados demuestran que la ubicación geométrica no produce un incremento uniforme de todos los parámetros, sino que determina un balance y una distribución espacial particular de los mecanismos cinemáticos.

La correspondencia entre los parámetros analizados y el índice de mezcla también permite descartar que el mejoramiento de las geometrías modificadas se deba principalmente a un mayor tiempo de residencia. Las diferencias de tiempo de residencia entre configuraciones fueron menores que las observadas en el índice de mezcla y en los parámetros cinemáticos. En consecuencia, las configuraciones 8.95_1_110 y 12.925_1_110 no mezclan mejor porque retengan el fluido durante un período considerablemente mayor, sino porque utilizan con mayor efectividad el tiempo disponible mediante la generación de gradientes de velocidad, movimientos helicoidales y procesos sucesivos de estiramiento y compresión.

Esta distinción resulta especialmente relevante a $Re = 2400$. En esta condición, el diseño original presenta una eficiencia de mezcla calculada de aproximadamente 42.9%, ligeramente superior a los valores cercanos al 41% de 8.95_1_110 y 12.925_1_110. Sin embargo, la mayor eficiencia del diseño base se relaciona con su menor obstrucción y caída de presión, no con una mejor homogeneización. Su índice de mezcla de aproximadamente 94.3% permanece bajo el criterio mínimo de 95 %, mientras que las geometrías modificadas sí cumplen el requisito de mezcla efectiva.

Los resultados cinemáticos explican esta diferencia. El diseño original utiliza una menor cantidad de energía hidráulica, pero genera una deformación menos intensa y más localizada, regiones helicoidales menos extensas y coeficientes de estiramiento y compresión considerablemente menores. Por ello, aunque su factor de mérito sea levemente superior, no produce una reorganización suficientemente intensa de las interfaces para alcanzar el nivel de homogeneización requerido. Las geometrías modificadas introducen un costo hidráulico adicional, pero transforman ese aporte energético en mecanismos de transporte transversal más efectivos.

Desde el punto de vista de la síntesis de FeNiCo-LDH, alcanzar una mezcla superior al 95% resulta más importante que maximizar aisladamente la eficiencia hidráulica. Una homogeneización incompleta puede mantener gradientes locales de concentración y pH, favoreciendo diferencias en la sobresaturación, la precipitación preferencial de determinados cationes y una incorporación menos uniforme de Fe, Ni y Co. En este contexto, la mayor deformación, helicidad y alternancia entre estiramiento y compresión observadas en 8.95_1_110 y 12.925_1_110 constituyen mecanismos compatibles con una distribución más uniforme de los reactivos en los cortos tiempos de residencia disponibles.

No obstante, la intensificación cinemática no puede analizarse independientemente de la caída de presión. A $Re = 3200$, todas las configuraciones superan el límite operacional de



45,000 Pa, por lo que esta condición resulta hidráulicamente inviable, aun cuando presente valores elevados de mezcla y de los parámetros cinemáticos. En consecuencia, la mayor intensidad del flujo no representa necesariamente la mejor condición operacional.

El intervalo comprendido entre $Re = 1600$ y $Re = 2400$ constituye la ventana de operación más favorable. En este rango, los obstáculos inducen una intensificación suficiente de los mecanismos de deformación, helicidad, estiramiento y compresión para alcanzar una mezcla efectiva, sin superar todavía la restricción hidráulica del sistema. Entre las configuraciones seleccionadas, 12.925_1_110 concentra principalmente su efecto en la región inferior L1, mientras que 8.95_1_110 presenta una intensificación más marcada en L2. Ambas, sin embargo, alcanzan resultados macroscópicos de mezcla comparables y eficiencias cercanas al 41% a $Re = 2400$.

En síntesis, el mejor desempeño de 8.95_1_110 y 12.925_1_110 no puede atribuirse a un único parámetro, sino a la acción combinada de varios mecanismos. La tasa de deformación evidencia mayores gradientes de velocidad; la helicidad demuestra una interacción más intensa y extendida entre velocidad y vorticidad; y los coeficientes A^+ y A^- muestran que las estructuras vorticosas experimentan procesos sucesivos de estiramiento y compresión. La combinación de estos fenómenos favorece la renovación de las interfaces, el transporte transversal y la reducción de las distancias de difusión, explicando que ambas geometrías alcancen el criterio de mezcla efectiva en condiciones donde el diseño original no lo consigue.



4 Conclusiones

En esta memoria se desarrolló un estudio para optimizar un microrreactor de flujo oscilatorio mediante simulaciones CFD. Para ello, se evaluó la incorporación de obstáculos triangulares en la cámara de mezcla divergente, con el propósito de mejorar el mezclado sin superar el límite operativo de caída de presión de 45 kPa.

La evaluación preliminar de las 40 configuraciones geométricas a un número de Reynolds de 400 demostró que la separación de 1 mm respecto de las paredes, el ángulo de 110° y la ubicación longitudinal del obstáculo influyen favorablemente en el índice de mezcla. Cuatro configuraciones superaron el criterio preliminar de mezcla del 75%, destacando la geometría 12.925_1_110, que alcanzó un índice de mezcla de 84.15%. Estos resultados confirmaron que la modificación de la cámara mediante obstáculos permite alterar la trayectoria del chorro central y aumentar la interacción entre las corrientes.

El análisis realizado en el intervalo de Reynolds comprendido entre 100 y 3200 mostró que las configuraciones modificadas alcanzaron índices de mezcla superiores al 95% en condiciones donde el diseño base no cumplió dicho criterio. No obstante, el aumento del número de Reynolds produjo también un incremento de la caída de presión y, a $Re = 3200$, todas las geometrías superaron el límite operacional de 45,000Pa. Por esta razón, dicha condición fue descartada como régimen de operación viable.

La condición $Re = 2400$ presentó el mejor compromiso global entre homogeneización y penalización hidráulica. En este régimen, las geometrías 8.95_1_110 y 12.925_1_110 alcanzaron índices de mezcla superiores al 95%, mantuvieron la caída de presión bajo el límite establecido y presentaron eficiencias cercanas al 41%. Aunque el diseño base obtuvo una eficiencia ligeramente mayor, de aproximadamente 42.9%, su índice de mezcla de 94.3% permaneció bajo el criterio mínimo definido. Esto demuestra que la eficiencia no debe analizarse de manera aislada, sino junto con el nivel de mezcla y la restricción hidráulica del sistema.

El análisis cinemático permitió explicar el mejor desempeño de las geometrías seleccionadas. En comparación con el diseño base, ambas configuraciones presentaron mayores tasas de deformación, helicidad positiva y negativa, y coeficientes de estiramiento y compresión, especialmente a partir de $Re = 1600$. Además, a $Re = 2400$, las magnitudes de A^+ y A^- fueron superiores en más de tres veces a las del diseño original. Estos resultados indican que los obstáculos intensificaron los gradientes de velocidad, el movimiento rotacional y la deformación de los vórtices. Como consecuencia, las interfaces entre las corrientes fueron estiradas, comprimidas y renovadas con mayor intensidad, aumentando el área de contacto y reduciendo las distancias requeridas para la difusión molecular, lo que explica el incremento del índice de mezcla.

La ubicación del obstáculo determinó, además, la distribución espacial de estos mecanismos. La geometría 12.925_1_110 concentró una mayor intensificación en la región inferior L1, mientras que 8.95_1_110 produjo efectos más marcados en la región superior L2. A pesar de estas diferencias, ambas alcanzaron resultados macroscópicos de mezcla



similares, lo que demuestra que una misma condición de homogeneización puede obtenerse mediante distintas distribuciones espaciales de deformación, helicidad, estiramiento y compresión.

En relación con la hipótesis, los resultados respaldan su planteamiento central, ya que los obstáculos triangulares optimizados permitieron alcanzar índices de mezcla superiores al 95% bajo condiciones hidráulicamente viables. Sin embargo, la eficiencia no fue consistentemente superior a la del diseño base debido a la menor caída de presión de este último. Por lo tanto, las geometrías 8.95_1_110 y 12.925_1_110 se consideran las alternativas más favorables por cumplir simultáneamente el criterio de mezcla y la restricción operacional, conservando una eficiencia próxima a la del diseño original.

Debido a que las simulaciones comparativas se realizaron en estado estacionario, los parámetros cinemáticos deben interpretarse como indicadores de una mayor complejidad del flujo y de mecanismos asociados a la advección caótica, sin constituir una demostración directa de oscilación temporal. Como trabajo futuro, se propone fabricar y validar experimentalmente el microrreactor, complementar el análisis mediante simulaciones transientes y evaluar la síntesis de FeNiCo-LDH, relacionando el desempeño fluidodinámico con la composición, homogeneidad y actividad electroquímica del material obtenido.



Referencias

- [1] T. Wirth, Ed., *Microreactors in Organic Chemistry and Catalysis*, 2nd completely rev. and enl. ed. Weinheim, Germany: Wiley-VCH, 2013
- [2] J. D. Holladay, K. P. Brooks, R. Wegeng, J. Hu, J. Sanders, and S. Baird, "Microreactor development for Martian in situ propellant production," *Catal. Today*, vol. 120, no. 1, pp. 35–44, 2007.
- [3] Y. C. Tak, T. Abedin, J. K. S. Paw, J. Pasupuleti, T. J. Ding, T. S. Kiong, K. Kadirgama, F. Benedict, and M. Nur-E-Alam, "Drone endurance in hydrogen fuel cell hybrid technologies: Power architectures and design strategies," *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 225, p. 116161, 2026.
- [4] I. F. Silvera and J. Cole, "Metallic hydrogen: The most powerful rocket fuel yet to exist," *Journal of Physics: Conference Series*, vol. 215, no. 1, p. 012194, 2010.
- [5] A. Y. Goren, M. Temiz, D. Erdemir, and I. Dincer, "The role of effective catalysts for hydrogen production: A performance evaluation," *Energy*, vol. 315, p. 134257, 2025.
- [6] J. Yu, M. Liu, B. Wang, C. Liang, X. Wang, C. Zhang, and Q. Lu, "Preparation of FeNiCo layered double hydroxide nanoflowers as high performance supercapacitor electrodes using cathode glow discharge electrolysis," *Electrochimica Acta*, vol. 502, p. 144861, 2024.
- [7] J. Zeng, J. Xie, J. Liu, Z. Wang, X. Cao, and X. Lu, "Fe-decorated-NiCo layered double hydroxide nanoflakes *via* corrosion engineering for high-energy rechargeable Zn-based batteries," *J. Mater. Chem. A*, vol. 10, no. 34, 2022.
- [8] N. T. Dung, N. H. Duc, V. T. Binh, V. D. Thao, M. B. Nguyen, L. V. Ngan, and N. N. Huy, "A comprehensive study on the treatment of various organic pollutants by NiCoFe layered double oxide: Material synthesis and characterization, decomposition mechanism exploration, and real water applications," *Sep. Purif. Technol.*, vol. 285, art. no. 120358, Mar. 15, 2022, doi: 10.1016/j.seppur.2021.120358.
- [9] C. Kovanthan, W.-X. Tsai, H.-C. Huang, K.-T. Lin, C.-Y. Tsai, I.-C. Chiu, W.-S. Chou, K.-J. Chen, P. Chang, A.-Y. Lo, and W.-H. Hung, "Sustainable recycling of spent Li-ion battery cathodes into FeNiCo-LDH catalysts for oxygen evolution reaction," *Sep. Purif. Technol.*, vol. 391, art. no. 137040, Jun. 11, 2026, doi: 10.1016/j.seppur.2026.137040.
- [10] D. A. Cáceres Díaz, "Síntesis y caracterización de electrocatalizadores de hidróxidos de doble capa, basados en FeNiCo como potencial uso en reacciones de reducción de oxígeno de celdas de combustible poliméricas," Memoria de Título, Depto. de Ingeniería de Materiales, Fac. de Ingeniería, Univ. de Concepción, Concepción, Chile, Jan. 2024.



- [11] H. Pourfarzad, M. Shabani-Nooshabadi, M. R. Ganjali, and H. Kashani, "Synthesis of Ni–Co–Fe layered double hydroxide and Fe₂O₃/Graphene nanocomposites as actively materials for high electrochemical performance supercapacitors," *Electrochim. Acta*, vol. 317, pp. 83–92, Sep. 10, 2019, doi: 10.1016/j.electacta.2019.05.122.
- [12] Y.-Y. Zhou, S.-X. Wei, B.-H. Wang, T.-L. Xie, H.-T. Tong, and S.-F. Yin, "Quasi-continuous synthesis of LDHs with controllable element ratio, uniform element distribution, and rich oxygen vacancy via a chaotic microreactor," *Chem. Eng. Sci.*, vol. 312, art. no. 121698, Jun. 15, 2025.
- [13] S.-X. Wei, H.-T. Tong, H. Chen, T.-L. Xie, Q. Liu, J.-N. Zhang, and S.-F. Yin, "CFD simulation of chaotic flow characteristics in an oscillating feedback microreactor and its application for preparing zeolitic imidazolate framework-8 nanoparticles," *Ind. Eng. Chem. Res.*, vol. 63, no. 36, 2024.
- [14] S. Höving, P. Ronnewinkel, and N. Kockmann, "From batch to continuous small-scale production of particles: Mixer design methodology for robust operation," *Crystals*, vol. 14, no. 5, art. no. 398, 2024.
- [15] H. Shang and C. Xu, "Passive Single-Chamber Micromixer with High Throughput and Low-Pressure Drop," *Industrial & Engineering Chemistry Research*, vol. 64, no. 31, pp. 15449–15463, 2025, doi: 10.1021/acs.iecr.5c00965.
- [16] Bartels Mikrotechnik GmbH, "The Bartels Pump | BP7 – Piezo Pump for Liquids and Gases." [Online]. Available: <https://bartels-mikrotechnik.de/product/the-bartels-pump-bp7-piezo-pump/>. [Accessed: Jul. 24, 2026].
- [17] Y. A. Çengel and J. M. Cimbala, *Mecánica de fluidos: Fundamentos y aplicaciones*, 1.^a ed. en español. México: McGraw-Hill Interamericana, 2006.
- [18] Y. A. Çengel, *Transferencia de calor y masa: Un enfoque práctico*, 3.^a ed. México: McGraw-Hill Interamericana, 2007.