

UNIVERSIDAD NACIONAL AUTÓNOMA DE MÉXICO

FACULTAD DE INGENIERÍA

Diseño conceptual de un microrreactor nuclear para misiones espaciales

TESIS

Que para obtener el título de

Ingeniero Aeroespacial

P R E S E N T A

José Manuel Chimal Sánchez

DIRECTOR DE TESIS

Dr. Juan Luis François Lacouture



Ciudad Universitaria, Cd. Mx., 2026

PROTESTA UNIVERSITARIA DE INTEGRIDAD Y HONESTIDAD ACADÉMICA Y PROFESIONAL
(Titulación con trabajo escrito)

De conformidad con lo dispuesto en los artículos 87, fracción V, del Estatuto General, 68, primer párrafo, del Reglamento General de Estudios Universitarios y 26, fracción I, y 35 del Reglamento General de Exámenes, me comprometo en todo tiempo a honrar a la institución y a cumplir con los principios establecidos en el Código de Ética de la Universidad Nacional Autónoma de México, especialmente con los de integridad y honestidad académica.

De acuerdo con lo anterior, manifiesto que el trabajo escrito titulado DISEÑO CONCEPTUAL DE UN MICRORREACTOR NUCLEAR PARA MISIONES ESPACIALES que presenté para obtener el titulo de INGENIERO AEROESPACIAL es original, de mi autoría y lo realicé con el rigor metodológico exigido por mi Entidad Académica, citando las fuentes de ideas, textos, imágenes, gráficos u otro tipo de obras empleadas para su desarrollo.

En consecuencia, acepto que la falta de cumplimiento de las disposiciones reglamentarias y normativas de la Universidad, en particular las ya referidas en el Código de Ética, llevará a la nulidad de los actos de carácter académico administrativo del proceso de titulación.



JOSE MANUEL CHIMAL SANCHEZ
Número de cuenta: 318273491

J.S.R.

"Y sin embargo, un anillo extraño ahuyenta sus peligros en el cosmos..."
Invisible, *El anillo del Capitán Beto*

"Cuando me busques en tus pensamientos, me darás tu aliento y así volveré"
Los Auténticos Decadentes, *Viviré por siempre*

J.M.C.C.

Agradecimientos

Gracias a mi papá, Juan, por los 24 años que estuvo a mi lado, por todo el amor y enseñanzas que me dejó en su crianza, por siempre trabajar para sacarnos adelante y convertirme en una buena persona, por ti y la familia que formaste, seguiré adelante, a pesar de extrañarte.

Gracias a mi mamá, Lorena, la mujer más fuerte que conozco, el ejemplo perfecto que hará jamás rendirme, por todo el amor que me da, por ser quién me orienta para aspirar a más. Gracias por la paciencia que tuviste junto a mi papá mientras realizaba esta tesis.

Agradezco a mis padrinos, Pily y el sr. Salas, por ser mis segundos padres, a quienes toda la vida amaré como tales, gracias por el apoyo económico, pero sobre todo el moral, sus consejos me hacen crecer en mi formación humana y profesional.

Gracias al Dr. Juan Luis, mi asesor, por su enseñanza en su expertise de la física de reactores y el reto propuesto para diseñar el microrreactor destinado al uso espacial. De igual forma agradezco al grupo de ingeniería nuclear de la UNAM por su cálido recibimiento e invitación a eventos, particularmente al M.I. Emiliano, por sus enseñanzas en Serpent y apoyo en dudas puntuales.

Agradezco al proyecto de Investigación PAPIIT IN100824: Diseño conceptual de un microrreactor nuclear de usos múltiples, por la beca otorgada durante el desarrollo de mi tesis, dinero que me ayudó a centrarme totalmente en ella.

Dios me bendijo con una familia grande, agradezco a todos los que de mi vida han sido parte, las llevo en mi corazón y prometo pagar con amor cada cosa que han aportado para construir el camino que me trajo hasta aquí.

Hay personas que han llegado a mi vida para, de manera desinteresada darme apoyo y felicidad, mi gratitud esta con ustedes, así como mi corazón con amor para cualquier ocasión en la que ustedes me puedan necesitar.

Índice general

Índice de Figuras ix

Índice de Tablas x

Lista de acrónimos xi

Resumen 1

Abstract 2

Capítulo 1 3

1.1. Contexto energético en misiones lunares. 3

1.2. Problemática tecnológica. 3

1.3. Estado del arte. 5

1.4. Interacción tecnológica. 6

1.5. Hipótesis. 7

1.6. Objetivos. 7

1.7. Alcances y limitaciones. 7

1.8. Metodología general. 8

Capítulo 2 10

2.1. Introducción 10

2.2. Fundamentos teóricos. 11

2.2.1. Interacciones neutrónicas. 11

2.2.2. Reacción en cadena y criticidad 12

2.2.3. Factor de multiplicación efectiva de neutrones ($keff$). 13

2.3. Modelo neutrónico del reactor. 15

2.3.1. Metodología de simulación. 15

2.3.2. Descripción geométrica del microrreactor. 17

2.3.3. Condiciones de simulación. 22

2.3.4. Estrategia de cálculo. 23

2.4. Resultados. 23

2.4.1. Validación del modelo neutrónico. 23

2.4.2. Distribución de potencia. 25

2.4.3. Optimización del núcleo. 26

2.4.4. Evolución temporal del reactor. 31

2.4.5. Coeficiente Doppler. 32

2.4.6. Análisis del sistema de control de reactividad 34

2.5. Conclusiones. 36
Capítulo 3 38
3.1. Introducción 38
3.2. Configuración física del sistema de remoción de calor. 39
3.3. Fundamentos de transferencia de calor aplicados al sistema. 41
3.4. Modelo térmico del HP basado en resistencias. 43
3.4.1. Descripción del modelo y condiciones de operación. 43
3.4.2. Formulación de resistencias térmicas. 45
3.4.3. Resistencias térmicas radiales. 46
3.4.4. Resistencias térmicas axiales. 47
3.4.5. Resistencia térmica axial del vapor 47
3.4.6. Resistencias en la interfaz líquido-vapor. 48
3.4.7. Red térmica completa del HP. 48
3.5. Propiedades efectivas del wick 49
3.6. Simplificaciones del modelo. 50
3.7. Modelo térmico simplificado del HP. 51
3.7.1. Resistencia térmica total. 51
3.7.2. Definición de temperaturas nodales. 52
3.7.3. Interpretación física del modelo. 52
3.8. Resultados del modelo térmico del HP 52
3.8.1. Perfil de temperatura a lo largo del HP. 53
3.8.2. Contribución de las resistencias térmicas. 54
3.8.3. Influencia del número de HPs. 54
3.8.4. Comportamiento del flujo de vapor. 56
3.8.5. Sensibilidad a la geometría del HP. 56
3.9. Perfil axial de temperatura en la pared del HP. 58
3.9.1. Región del evaporador. 58
3.9.2. Región adiabática. 59
3.9.3. Región del condensador. 59
3.9.4. Perfil axial de temperatura. 59
3.10. Modelo térmico del núcleo y perfil radial de temperatura. 60
3.10.1. Formulación del problema térmico 60
3.10.2. Acoplamiento con el análisis neutrónico. 61

3.10.3. Modelo térmico del elemento combustible. 61
3.10.4. Transferencia de calor hacia el HP. 61
3.10.5. Construcción del perfil radial del núcleo. 62
3.10.6. Resultados del perfil térmico radial. 62
3.11. Conclusiones. 63
Capítulo 4 65
4.1. Introducción 65
4.2. Desarrollo. 65
4.2.1. Geometría y material. 65
4.2.2. Conversión termo-elástica. 66
4.2.3. Solución para un cilindro. 68
4.2.4. Hipótesis de deformación plana. 68
4.2.5. Concentración de esfuerzos 69
4.2.6. Criterio de falla. 70
4.2.7. Implementación numérica del modelo termo-mecánico. 71
4.2.8. Modelo de dos dimensiones. 72
4.3. Resultados del modelo. 73
4.3.1. Esfuerzos modelo unidimensional. 73
4.3.2. Factor de seguridad en modelo unidimensional. 75
4.3.3. Esfuerzos modelo bidimensional. 75
4.4. Conclusiones. 77
Capítulo 5 79
5.1. Introducción 79
5.2. Arquitectura general del sistema. 80
5.2.1. Descripción global del sistema. 80
5.2.1. Diagrama de bloques del sistema. 81
5.3. Sistema de conversión de potencia termoeléctrica (TEG). 83
5.3.1. Principio de operación (efecto Seebeck). 84
5.3.2. Selección de tecnología y estado del arte. 86
5.3.3. Estimación de eficiencia y potencia eléctrica. 89
5.3.4 Integración con heat pipes y dimensionamiento del acoplamiento HP–TEG. 92
5.3.5. Limitaciones y compromisos de diseño. 96
5.4 Sistema de rechazo de calor (radiadores). 97

5.4.1. Dimensionamiento de área de radiación. 97
5.4.2. Acoplamiento térmico con el sistema TEG. 97
5.4.3. Configuración geométrica del sistema de radiación. 98
5.5. Sistema de control de reactividad. 99
5.5.1. Principio de inserción axial con seguidor reflector. 99
5.5.2. Arquitectura mecánica del sistema de accionamiento. 99
5.5.3. Comparación con sistemas de control mediante tambores. 100
5.5.4. Estrategia de apagado de emergencia. 100
5.6. Sistema de blindaje radiológico. 101
5.6.1. Blindaje direccional. 101
5.7. Operación en entorno espacial (Luna). 102
5.7.1. Condiciones ambientales. 103
5.7.2. Propuesta de emplazamiento del sistema en superficie lunar. 103
5.7.3. Configuración espacial del sistema. 104
5.7.4. Integración con la topografía lunar. 104
5.7.5. Orientación del sistema y gestión integrada. 104
5.7.6. Consistencia con arquitecturas de misión. 105
5.8. Integración del sistema. 108
5.8.1. Interdependencia entre subsistemas. 108
5.8.2. Estabilidad global del sistema. 109
5.8.3. Operación integrada. 111
5.9. Sistema de encendido y fuente neutrónica. 111
5.9.1. Condición subcrítica inicial y proceso de encendido. 112
5.9.2. Selección de la fuente neutrónica. 113
5.9.3. Integración con el sistema de control de reactividad. 113
5.9.4. Seguridad y consideraciones operativas. 113
5.10. Masa, volumen y viabilidad de lanzamiento. 114
5.10.1. Estimación de masa por subsistema. 114
5.10.2. Volumen y configuración geométrica. 119
5.10.3. Compatibilidad con sistemas de lanzamiento. 120
5.11 Conclusiones 122
Capítulo 6 123
6.1. Síntesis integral del sistema. 123

6.2. Evaluación del desempeño. 125
6.3. Limitaciones del trabajo. 126
6.4. Trabajo futuro. 127
6.7. Conclusión. 128
Referencias 130

Índice de Figuras

Figura 1.1. Demanda energética estimada de base lunar. 4
Figura 1.2. Clasificación de sistemas de energía espacial. 5
Figura 1.3. Arquitectura del sistema. 9
Figura 2.1. Vista transversal del microrreactor. 17
Figura 2.2 Corte axial del microrreactor. 18
Figura 2.3. Elementos del núcleo. 19
Figura 2.4. Anillo de control. 20
Figura 2.5. Distribución espacial del flujo neutrónico. 24
Figura 2.6. Distribución de potencia. 25
Figura 2.7. Análisis de sensibilidad. 27
Figura 2.8. Anillos reflectores BeO (interno) y ZrC (externo). 28
Figura 2.9. Criticidad con anillo de ZrC. 28
Figura 2.10. Distribución con enriquecimiento 19.75%. 29
Figura 2.11. Distribución de potencia con tres anillos de enriquecimiento. 30
Figura 2.12. Vida útil con tres anillos de enriquecimiento. 30
Figura 2.13. Vida útil esperada. 32
Figura 2.14. Variación de $keff$ en función de la posición del anillo de control. 34
Figura 2.15. Posición crítica del anillo de control. 35
Figura 3.1. Diseño típico de un HP. 39
Figura 3.2. Esquema configuración HP del diseño. 40
Figura 3.3. Esquema circuito térmico equivalente a HP. 45
Figura 3.4. Circuito térmico HP simplificado. 51
Figura 3.5. Perfil térmico HP. 53
Figura 3.6. Contribución de las resistencias en HP. 54
Figura 3.7. Temperaturas máximas por número de HPs. 55
Figura 3.8. Potencia individual por número de HPs. 55
Figura 3.9. Reynolds del vapor por número de HPs. 56
Figura 3.10. Diferencia de temperatura por longitud adiabática. 56
Figura 3.11. Resistencia por longitud adiabática. 57
Figura 3.12. Diferencia de temperatura por longitud del condensador. 57
Figura 3.13. Perfil temperatura axial HP. 60
Figura 3.14. Perfil térmico radial del radio del núcleo. 62
Figura 4.1. Esquema distribución de tensión. 69
Figura 4.2. Esfuerzos modelo unidimensional. 74

Figura 4.3. Factor de seguridad modelo unidimensional. 75
Figura 4.4. Esfuerzos modelo bidimensional. 76
Figura 4.5. Factor de seguridad modelo bidimensional. 77
Figura 5.1. Diagrama de bloques configuración del microrreactor. 82
Figura 5.2. Implementación del efecto Seebeck. 85
Figura 5.3. MMRTG rover NASA (cilindro blanco). 86
Figura 5.4. Estructura cristalina de skutterudite. 87
Figura 5.5. Eficiencia térmica de skutterudite. 91
Figura 5.6. Zona térmica. 95
Figura 5.7. Configuración del sistema de precarga elástica. 96
Figura 5.8. Configuración del sistema de radiadores desplegables. 98
Figura 5.9. Sistema con seguidor de reflector. 100
Figura 5.10. Zona de interés alrededores del Shackleton. 105
Figura 5.11. Etiquetas en zona. 106
Figura 5.12. Perfil de elevación Hábitat-Microrreactor. 107
Figura 5.13. Perfil de elevación polígono hábitat. 107
Figura 5.14. Acoplamiento funcional del sistema. 109
Figura 5.15. Esquema de estabilidad del sistema. 110
Figura 5.16. Evolución población neutrónica al encendido. 112
Figura 5.17. Dominancia del reflector en distribución de masa. 119
Figura 5.18. Distribución de masa entre el 10% restante. 119
Figura 5.19. Comparación volumétrica con cofias de lanzadores. 121

Índice de Tablas

Tabla 1.1 Comparación RTG y Reactor de fisión. 6
Tabla 2.1. Parámetros geométricos y de diseño. 21
Tabla 3.1. Características generales. 44
Tabla 3.2. Resistencias térmicas circuito HP. 45
Tabla 3.3. Temperaturas nodales. 53
Tabla 4.1. Propiedades mecánicas. 66
Tabla 5.1. Materiales termoeléctricos. 89
Tabla 5.2. Estimación de masa por subsistema. 118

Lista de acrónimos

Acrónimo	Significado
B_4C	Carburo de boro
BeO	Óxido de berilio
CFD	Dinámica de fluidos computacional
CNSA	Administración Espacial China
FS	Factor de seguridad
HP	Heat pipe
IAEA	Organismo Internacional de Energía Atómica
ISRU	Utilización de recursos in situ
LOLA	Altímetro láser del orbitador lunar
LRO	Orbitador de reconocimiento lunar
MMRTG	Generador termoeléctrico de radioisótopos multi-misión
NASA	Administración Nacional de Aeronáutica y del Espacio
RPF	Factor de potencia radial
RTG	Generador termoeléctrico de radioisótopos
SLS	Sistema de lanzamiento espacial
TAGS	Aleación telurio-plata-germanio-antimonio
TEG	Generadores termoeléctricos
TZM	Aleación titanio-zirconio-molibdeno
UN	Nitruro de uranio
UNOOSA	Oficina de las Naciones Unidas para Asuntos del Espacio Ultraterrestre
URSS	Unión de Repúblicas Socialistas Soviéticas
USA	Estados Unidos de América
WNA	Asociación Nuclear Mundial
ZrC	Carburo de zirconio
ZT	Mérito termoeléctrico

Resumen

El presente trabajo desarrolla el diseño conceptual y el análisis integral de un microrreactor nuclear compacto destinado a la generación de potencia en superficie lunar. El sistema propuesto está diseñado para suministrar 50 kW de potencia térmica y aproximadamente 4 kW de potencia eléctrica durante una vida útil de diez años, en respuesta a las demandas energéticas asociadas a una presencia humana sostenida en la Luna.

El diseño se fundamenta en un enfoque multidisciplinario que integra análisis neutrónicos, térmicos y termo-mecánicos, con el objetivo de garantizar consistencia física y viabilidad operativa. El modelado neutrónico demuestra que el reactor alcanza una condición crítica estable, con control de reactividad a lo largo de su vida útil. La utilización de enriquecimiento variable en el combustible y un reflector de óxido de berilio permite obtener una distribución de potencia balanceada, limitando los factores de pico radial y asegurando seguridad intrínseca mediante un coeficiente Doppler negativo. El control de reactividad se logra mediante un anillo de carburo de boro, que permite tanto el apagado efectivo como la regulación progresiva de las condiciones del reactor.

El desempeño térmico está gobernado por un sistema de remoción de calor basado en *heat pipes* de sodio, los cuales transportan de manera pasiva la energía desde el núcleo hasta el sistema de conversión. El análisis térmico indica un comportamiento estable, con gradientes de temperatura por debajo de límites críticos y sin evidencia de puntos calientes. La integración de generadores termoeléctricos basados en materiales tipo *skutterudite* proporciona un mecanismo de conversión confiable, priorizando robustez y simplicidad sobre eficiencia, con valores del orden del 8%.

La evaluación termo-mecánica confirma la integridad estructural del núcleo basado en un monolito de grafito, donde los esfuerzos inducidos se mantienen dentro de márgenes de seguridad aceptables, incluso en presencia de concentradores de esfuerzo. Los resultados conjuntos evidencian estabilidad mecánica bajo las cargas térmicas consideradas.

A nivel sistema, se incorporaron subsistemas adicionales como radiadores, blindaje direccional y configuraciones de despliegue, con el fin de evaluar la factibilidad global. Los resultados indican que, a pesar de la contribución en masa del reflector neutrónico, el diseño es compatible con capacidades actuales de lanzamiento y cumple con los criterios de seguridad radiológica mediante el uso combinado de blindaje y separación espacial.

Si bien el modelo considera ciertas simplificaciones, los resultados obtenidos son consistentes con el comportamiento físico esperado, lo que respalda la validez del diseño como una solución de ingeniería de primer orden. Las principales limitaciones se asocian a la ausencia de modelos acoplados multifísicos completos y al análisis de condiciones transitorias, identificados como líneas de trabajo futuro.

En conjunto, esta tesis demuestra que un microrreactor nuclear compacto, enfriado de forma pasiva, constituye una solución técnicamente viable para la generación de energía en superficie lunar. Más allá de los resultados específicos, la principal aportación del trabajo radica en la integración de múltiples disciplinas de ingeniería en un diseño coherente a nivel sistema, que sienta las bases para futuras optimizaciones y desarrollos en sistemas de potencia nuclear espacial.

Abstract

This work presents the conceptual design and integrated analysis of a compact nuclear microreactor intended for surface power generation in lunar environments. The proposed system is developed to deliver 50 kW of thermal power and approximately 4 kW of electrical output over a ten-year operational lifetime, addressing the energy demands of future sustained human presence on the Moon.

The design is based on a multidisciplinary approach, coupling neutronic, thermal, and thermo-mechanical analyses to ensure physical consistency and operational feasibility. Neutronic modeling demonstrates that the reactor achieves a stable critical configuration with controlled reactivity throughout its lifetime. The use of variable fuel enrichment and a beryllium oxide reflector enable balanced power distribution, limiting radial peaking factors and ensuring intrinsic safety through a negative Doppler coefficient. Reactivity control is achieved through a boron carbide control ring, allowing both effective shutdown and fine regulation of reactor conditions.

Thermal performance is governed by a heat removal system based on sodium heat pipes, which passively transport energy from the core to the power conversion system. The thermal analysis indicates stable operation, with temperature gradients below critical limits and no evidence of localized hot spots. The integration of thermoelectric generators based on skutterudite materials provides a reliable conversion mechanism, prioritizing robustness and simplicity over efficiency, with an estimated conversion efficiency of approximately 8%.

Thermo-mechanical evaluation confirms the structural integrity of the monolith graphite-based core, where induced stress remains within acceptable safety margins even in the presence of stress concentrators. The combined results of these analyses demonstrate that the system maintains mechanical stability under expected thermal loads.

At the system level, additional subsystems including radiators, shadow shielding, and deployment configurations were incorporated to assess overall feasibility. The results indicate that, despite the mass contribution of the neutron reflector, the design remains compatible with current heavy-lift launch capabilities and meets radiological safety constraints through a combination of directional shielding and spatial separation.

Although the model incorporates simplifying assumptions, the results consistently reflect expected physical behavior, supporting the validity of the proposed design as a first-order engineering solution. The main limitations are associated with the absence of fully coupled multiphysics simulations and transient analyses, which are identified as key areas for future work.

Overall, this thesis demonstrates that a compact, passively cooled nuclear microreactor is a technically viable solution for lunar surface power generation. Beyond the specific results, the contribution of this work lies in the integration of multiple engineering domains into a coherent system-level design, providing a foundation for further optimization and development of space nuclear power systems.

Capítulo 1
Planteamiento del problema.

1.1. Contexto energético en misiones lunares.

Colonizar la Luna ha sido uno de los principales objetivos de los organismos espaciales internacionales desde la Guerra Fría, la llegada del hombre a la Luna en 1969, el fin de los programas Apollo, las sondas soviéticas y chinas, así como el programa Artemis son ejemplos del esfuerzo por lograrlo. La necesidad energética ha sido una gran condicionante en los sistemas espaciales desde sus orígenes, (Corliss, 1966), la permanencia en la Luna requiere sistemas de potencia capaces de operar de manera continua y autónoma bajo la hostilidad del medio ambiente espacial, que incluye ciclos térmicos severos, ausencia de atmósfera y periodos prolongados sin radiación solar.

La generación de energía eléctrica en la superficie lunar se diferencia de las misiones orbitales por la demanda de potencia, del orden de kilowatts, para alimentar sistemas de soporte vital, comunicaciones y carga útil científica. La intención de permanencia requiere sistemas confiables y autónomos, además de considerar la minimización de masa y volumen, para reducir costos de lanzamiento y maximizar la capacidad de carga útil (Peressotti, 2018).

Valiente (2015) identifica las limitaciones de los sistemas fotovoltaicos, por su dependencia a la intensidad de los rayos solares y la duración de su vida útil, las cuales cobran relevancia en entornos como la Luna, donde la duración de la noche lunar puede alcanzar 14 días terrestres, y donde regiones de interés internacional, como los cráteres cercanos a los polos, permanecen en sombra permanente y su interior tiene temperaturas extremas, de hasta 26 [K] (Zuber et al., 2012). Estas condiciones reducen la viabilidad de sistemas basados enteramente en energía solar.

1.2. Problemática tecnológica.

La necesidad de sistemas de potencia confiables para aplicaciones espaciales impulsó el desarrollo de tecnología nuclear, desde su primer uso en el satélite de la marina de Estados Unidos, Transit 4A, en junio de 1961 (Castillo Argañarás, 1996). Sin embargo, la implementación de sistemas nucleares en el espacio ha introducido desafíos tecnológicos complejos asociados a seguridad, transferencia de calor y conversión energética.

Sin mecanismos de convección y conducción atmosférica, la disipación de calor se realiza exclusivamente por radiación, direccionando el diseño térmico del sistema.

Con ello, el control de temperatura y eficiencia de rechazo de calor, de acuerdo con la Agencia Espacial Europea, son puntos clave para determinar la viabilidad del sistema.

Las arquitecturas energéticas propuestas actualmente para exploración lunar demandan en rangos desde algunos cientos de Watts para vehículos robóticos hasta decenas de kilowatts para hábitat y sistemas de Utilización de Recursos In Situ (por sus siglas en inglés, ISRU). En particular, el programa *Fission Surface Power* de NASA considera sistemas nucleares del orden de 40 [kW] para operaciones sostenidas en la superficie lunar durante periodos de hasta 10 años (NASA, 2017). La Figura 1.1, presenta una gráfica con las demandas planeadas en el programa Artemis.

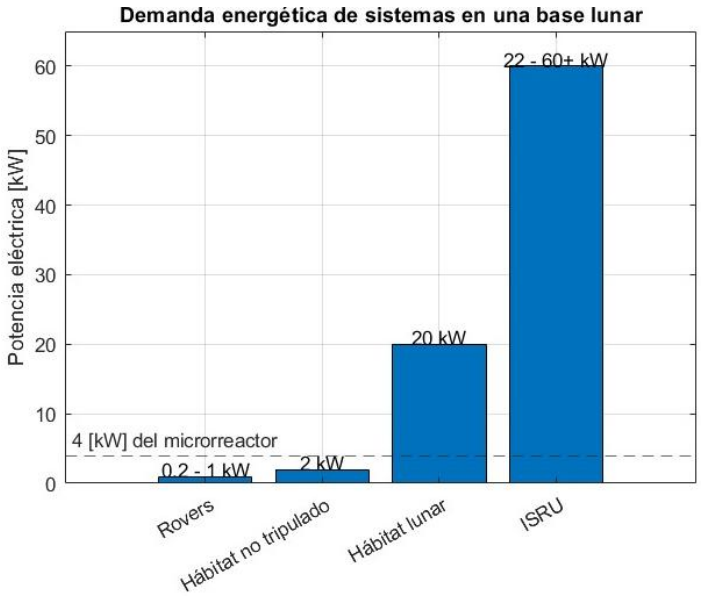


Figura 1.1. Demanda energética estimada de base lunar.

Iniciativas como la *International Lunar Research Station* impulsada por China y Rusia consideran infraestructura energética nuclear de mayor escala para soporte de bases permanentes hacia mediados de la década de 2030. El sistema propuesto se posiciona como una unidad modular compacta, adecuada para aplicaciones de exploración, capaz de alimentar un hábitat no tripulado y dar soporte parcial y arquitecturas hibridas escalables una vez habitado.

De igual modo, los sistemas deben garantizar operación autónoma durante periodos prolongados, sin intervención humana directa, exigiendo diseños seguros, con mecanismos pasivos de control de reactividad y remoción de calor. Desde finales de la década de los 50, la Oficina de las Naciones Unidas para Asuntos del Espacio Ultraterrestre (UNOOSA), ha establecido que la selección de materiales debe considerar resistencia a radiación, estabilidad térmica y compatibilidad con el medio ambiente espacial extremo, que incluye temperaturas criogénicas y vacío.

Así mismo, los reactores deben ser los suficientemente compactos para integrarse como carga útil, manteniendo niveles adecuados de blindaje radiológico, siguiendo las recomendaciones del Organismo Internacional de Energía Atómica (IAEA, por sus siglas en inglés) y capacidad de generación de energía.

1.3. Estado del arte.

Los sistemas de generación de energía para aplicaciones espaciales pueden clasificarse en dos grandes categorías: sistemas solares y sistemas nucleares, ilustradas en la Figura 1.2.



Figura 1.2. Clasificación de sistemas de energía espacial.

Los sistemas nucleares para aplicaciones espaciales se clasifican en dos principales categorías: generador térmico de radioisótopos (RTG, por sus siglas en inglés) y sistemas de fisión para generación de energía, correspondiente al diseño propuesto.

Los RTG se han utilizado históricamente en misiones a la Luna, Marte y el espacio profundo, por China con Chang'e 3 y 4, con tecnología fabricada en Rusia, Estados Unidos (USA) con Voyager 1 y 2, y recientemente con el rover marciano *Perseverance,* este último ejemplifica por qué el RTG es valorado, su vida útil de 14 años le da confiabilidad (Wang et al., 2024), no obstante, su densidad de potencia de 110 [W] restringe su utilización en panoramas con niveles de potencia superiores.

Por otra parte, los sistemas de fisión nuclear permiten alcanzar potencias del orden de kilowatt, siendo adecuados para aplicaciones en la superficie de la Luna o Marte. Programas como el *BES-5* de la Unión Soviética (URSS) y SNAP-10A de USA, han demostrado viabilidad de microrreactores compactos basados en combustible de uranio (Whitman et al., 2015).

Sistemas como TOPAZ de la URSS y Kilopower de NASA incorporaron refrigeración por *heat pipes* (HPs) y acoplados a sistemas de conversión de potencia (El-Genk, 2009). La Tabla 1.1, adaptada de Corliss (1966) y Anhert (2016), muestra las diferencias del orden de potencia entre RTG y reactores de fisión tipo SNAP.

Tabla 1.1 Comparación RTG y Reactor de fisión.

Sistema	**Potencia**
Lunokhod I y II	800 [W]
Ulysses	35 unidades de 1 [W]
Mars 96 (fallo en lanzamiento)	2 módulos de 8.5 [W]
SNAP-2	3 [kW]
SNAP-8	35 [kW]
SNAP-10A	500 [W]

Los sistemas de fisión emplean mecanismos pasivos de transferencia de calor mediante HPs, los cuales permiten transportar energía térmica desde el núcleo hacia los sistemas de conversión, minimizando gradientes térmicos y mejorando la estabilidad del sistema.

La conversión de energía puede realizarse mediante motores Stirling, ciclos Brayton cerrados o generadores termoeléctricos, cada uno con ventajas específicas en términos de eficiencia, complejidad y confiabilidad (Rowe, 2006).

Investigaciones como las realizadas por McClure (2020) han explorador el uso de materiales avanzados, configuraciones compactas de núcleo y estrategias de control de reactividad simplificadas, con el objetivo de desarrollar sistemas transportables, modulares y de operación autónomas para aplicaciones espaciales.

1.4. Interacción tecnológica.

El desarrollo del modelo integrado tiene el objetivo de evaluar de manera coherente la interacción entre los fenómenos neutrónicos, térmicos y estructurales. Tomando como base reportes de la literatura donde cada sistema se aborda de manera independiente, se evaluará la viabilidad de sistema bajo condiciones de operación.

El acoplamiento entre el comportamiento neutrónico con quemado de combustible, distribución térmica, así como los esfuerzos inducidos por los gradientes de temperatura en el núcleo, permiten que el diseño conceptual del microrreactor sea integral al retroalimentar las necesidades de cada sistema las unas con las otras.

El presente trabajo ofrece una propuesta que no integra exclusivamente el núcleo del reactor, sino también los subsistemas asociados, incluyendo la conversión de energía, el rechazo de calor, los mecanismos de control y al tratarse de un sistema con objetivo espacial, la viabilidad de su lanzamiento y funcionamiento en el espacio ultraterrestre.

1.5. Hipótesis.

Es posible desarrollar un microrreactor nuclear compacto de 50 [kW_{th}], capaz de generar aproximadamente 4 [kW_e] mediante conversión termoeléctrica, con vida útil de 10 años en condiciones representativas del entrono lunar, ofreciendo operación estable y segura, mediante la integración del modelo neutrónico del núcleo, transferencia de calor mediante HPs y un análisis termomecánico del núcleo.

1.6. Objetivos.

Objetivo general.

Diseñar conceptualmente un sistema de potencia nuclear basado en un microrreactor de fisión, orientado a aplicaciones espaciales de superficie, evaluando su viabilidad mediante un análisis multifísico.

Objetivos específicos.

Desarrollar un modelo neutrónico del núcleo del microrreactor que incluya el análisis de criticidad y la evolución temporal del combustible mediante simulaciones en el código de Monte Carlo Serpent (Leppänen, 2015).

Analizar el comportamiento térmico del sistema de remoción de calor mediante HPs, evaluando la distribución de temperatura y los gradientes térmicos del núcleo mediante un método analítico.

Evaluar los esfuerzos inducidos por efectos termomecánicos en el núcleo, determinando factores de seguridad bajo condiciones de operación.

Diseñar la arquitectura integral del sistema de potencia, incluyendo la conversión termoeléctrica y rechazo de calor mediante radiadores.

Analizar la implementación del sistema en un entorno lunar, considerando lanzamiento, restricciones de operación, masa y configuración espacial.

1.7. Alcances y limitaciones.

El presente trabajo desarrolla sus análisis en estadio estacionario, considerando condiciones nominales de operación del reactor.

El análisis neutrónico incluye el modelado del quemado de combustible, permitiendo evaluar la evolución del factor de multiplicación efectiva de neutrones (k_{eff}) a lo largo de la vida útil del sistema.

El análisis térmico se evalúa mediante un modelo de parámetros concentrados, basado en la analogía de resistencias térmicas, sin recurrir a simulaciones de dinámica de fluidos computacional (CFD, por sus siglas en inglés).

El análisis termomecánico se desarrolla bajo aproximaciones unidimensionales, utilizando los gradientes obtenidos en el análisis térmico como valores de entrada y se extiende a dos dimensiones mediante interpolación.

No se consideran fenómenos transitorios complejos, fallas dinámicas ni efectos avanzados de interacción acoplada en tiempo real, por lo que los resultados presentan una aproximación de primer orden para la evaluación de viabilidad del sistema.

1.8. Metodología general.

La metodología empleada es secuencial e integrada, en la cual los resultados de cada etapa alimentan a los análisis subsecuentes.

Primero se desarrolla el modelo neutrónico del reactor, obteniendo la distribución de potencia y la evolución del sistema a lo largo del tiempo.

Después, estos resultados se utilizan como entrada para el modelo térmico, donde se analiza la transferencia de calor desde el núcleo hasta los sistemas de remoción, este último vinculado al sistema de conversión termoeléctrica.

Posteriormente, se evalúan los efectos termomecánicos derivados de los gradientes de temperatura, determinando esfuerzo inducidos en tres zonas divididas en el núcleo, monolito, combustible y HPs. Finalmente. Se integra el sistema completo, incluyendo la conversión de energía y el rechazo de calor, proponiendo una configuración viable para su implementación en superficie lunar.

A partir del análisis del estado del arte y de los requerimientos energéticos asociados a misiones de exploración espacial, se propone una arquitectura conceptual del microrreactor nuclear, orientado a operación superficial

Esta arquitectura integra los distintos subsistemas necesarios para la generación, transporte, conversión y rechazo de energía térmica, descrito en la Figura 1.3.

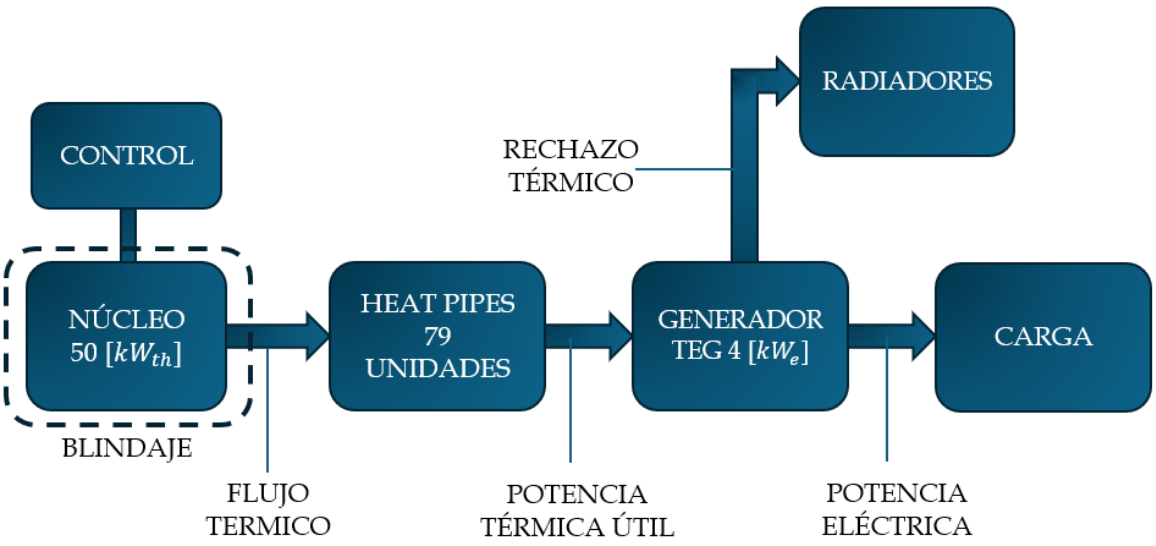


Figura 1.3. Arquitectura del sistema.

El sistema propuesto se basa en un núcleo compacto que genera energía térmica mediante fisión nuclear, extraída de manera pasiva mediante un arreglo de HPs. El calor es transferido por estos dispositivos a un sistema de conversión termoeléctrica, donde se obtiene energía eléctrica utilizable, mientras que el excedente es disipado a través de radiadores.

Los subsistemas de control de radioactividad y blindaje se incorporan para garantizar una operación segura y estable durante su vida útil. Esta configuración establece la base para el desarrollo de los modelos neutrónicos, térmicos y termomecánicos, así como las consideraciones de operabilidad espacial.

Capítulo 2
Diseño Neutrónico.

2.1. Introducción.

El diseño neutrónico tiene como objetivo garantizar la sostenibilidad de la reacción de fisión nuclear en cadena bajo condiciones controladas, así como evaluar estabilidad y seguridad durante la operación. Con ello, el reactor nuclear y su configuración se analizan con base en el estudio de transporte, interacción y multiplicación de neutrones en los materiales que conforman el sistema.

En este contexto, se analiza la población neutrónica en los materiales que conforman el reactor, considerando parámetros como las secciones eficaces, la geometría del núcleo y la composición isotópica del combustible. La composición isotópica indica la distribución relativa de los distintos isótopos presentes en el material combustible, y determina la capacidad de producción de fisión, absorción de neutrones y generación de nuevos núclidos a lo largo de la operación del reactor.

Los parámetros mencionados determinan el balance neutrónico del sistema y, en consecuencia, el valor del factor de multiplicación efectiva de neutrones (k_{eff}), el cual indica si el reactor se encuentra en condición subcrítica, crítica o supercrítica. Un diseño adecuado asegura que el sistema alcance la criticidad bajo condiciones nominales, manteniendo de manera simultánea características de seguridad como coeficientes de reactividad negativos frente a perturbaciones térmicas.

El diseño neutrónico establece las bases que garantizan la operación segura y eficiente del reactor, evalúa la distribución espacial de la potencia y estudia la evolución temporal del reactor mediante análisis de quemado. En este análisis se considera el consumo de combustible y la generación de productos de fisión y venenos neutrónicos, los cuales provocan una disminución gradual en el factor de multiplicación y permiten estimar la duración del ciclo de operación del reactor.

En este capítulo se analiza el microrreactor propuesto desde el punto de vista neutrónico mediante la implementación de modelos computacionales basados en el método de Monte Carlo, utilizando el código Serpent, desarrollado en Finlandia (Leppänen et al., 2025). Con este enfoque, se evalúa la criticidad del sistema, se determinan los parámetros neutrónicos relevantes y se describe la estructura del núcleo a partir de la interacción de la población neutrónica con los materiales del núcleo del reactor.

2.2. Fundamentos teóricos.

2.2.1. Interacciones neutrónicas.

Dado que los neutrones no tienen carga eléctrica, interactúan con los núcleos principalmente mediante interacciones nucleares. Se identifican tres como las más relevantes en reactores:

- Dispersión (*scattering*). Es una interacción en la cual el neutrón no desaparece, pero cambia su energía y dirección, se reconocen dos tipos:

  a) Dispersión elástica. Un neutrón colisiona con un núcleo, transfiriendo parte de su energía cinética sin provocar excitación nuclear.

  b) Dispersión inelástica. El neutrón transfiere energía al núcleo, provocando su excitación y una posterior emisión de radiación. Ocurre a energías más altas y reduce la energía de neutrones rápidos.

- Captura. Es el proceso mediante el cual el neutrón es absorbido por un núcleo, dando lugar a la formación de un nuevo isótopo y a la emisión de radiación.

- Fisión. Es una reacción en la cual un núcleo pesado se divide en dos o más fragmentos ligeros tras la absorción de un neutrón, liberando energía y neutrones adicionales.

Los neutrones en un reactor se clasifican de acuerdo con su energía: los recién nacidos de fisión son rápidos, con una energía promedio de 2 [MeV], los térmicos que favorecen la fisión y los intermedios que son conocidos como epitérmicos.

La dispersión elástica es el mecanismo principal para reducir la energía del neutrón, a esto se le llama moderación y depende de las propiedades del material. En los reactores terrestres actuales se utiliza principalmente el agua. El reactor aquí presentado es rápido por lo que no utiliza moderador.

La absorción neutrónica representa un mecanismo de pérdida de neutrones, excepto en aquellos casos en los que induce fisión. Su dependencia con la energía del neutrón y con los materiales presentes en el sistema influye directamente en el valor del factor de multiplicación efectiva de neutrones.

La energía de los neutrones desempeña un papel fundamental en la probabilidad de fisión, lo que impacta directamente en la producción de neutrones y en el balance neutrónico del sistema.

2.2.2. Reacción en cadena y criticidad.

La reacción en cadena es el proceso mediante el cual los neutrones generados por eventos de fisión inducen nuevas fisiones, dando lugar a una multiplicación autosostenida de reacciones.

La fisión nuclear es inducida cuando un neutrón es absorbido por un núcleo pesado, aquel que posee un elevado número de nucleones (protones y neutrones). En comparación con núcleos ligeros, los pesados poseen una gran masa y, en muchos casos, una menor estabilidad nuclear.

Cuando el neutrón es absorbido, el núcleo compuesto entra en estado excitado. Si la energía de este sistema supera la barrera de fisión, el núcleo se deforma y se divide en fragmentos más ligeros, venciendo las fuerzas que mantienen unido al núcleo, liberando energía y neutrones adicionales.

En promedio, durante la fisión se liberan entre dos y tres neutrones rápidos, los cuales pueden inducir nuevas fisiones en otros núcleos fisibles. Este proceso da lugar al denominado efecto multiplicativo, en el cual el número de neutrones y reacciones de fisión puede incrementarse de generación en generación, dependiendo del balance entre producción y pérdidas neutrónicas.

Otro producto de la fisión son los llamados venenos neutrónicos, núclidos que presentan una alta probabilidad de absorción de neutrones sin inducir fisión, lo que reduce la población neutrónica disponible en el reactor, como el Xe-135 y el Sm-149. Su acumulación durante la operación contribuye a la disminución del factor de multiplicación efectiva a lo largo del tiempo.

Para determinar si la reacción en cadena se mantiene constante en el tiempo, se recurre a la condición de criticidad, la cual se alcanza cuando el número de neutrones producidos por fisión es igual al número de neutrones perdidos por absorción y fuga.

El estado de criticidad de un reactor se determina mediante el factor de multiplicación efectiva de neutrones (k_{eff}), el cual describe la relación entre los neutrones producidos y los perdidos en generaciones sucesivas.

El factor de multiplicación efectiva es un parámetro fundamental que describe el comportamiento de la población neutrónica en el reactor.

Con base en el valor del valor del factor, el reactor puede clasificarse en tres estados de operación. En condición subcrítica ($k_{eff} < 1$), la población de neutrones disminuye progresivamente debido a que las pérdidas superan a la producción, lo que conduce a la extinción de la reacción en cadena.

En estado crítico ($k_{eff} = 1$), se establece un equilibrio entre la producción entre las pérdidas, permitiendo que la reacción en cadena se mantenga constante y que el reactor opere de manera estable. Finalmente, en condición supercrítica ($k_{eff} > 1$) la producción de neutrones excede a las pérdidas, lo que provoca un incremento en la población neutrónica y, en consecuencia, un aumento en la potencia del reactor.

La operación en condición crítica asegura que el balance neutrónico del sistema se mantenga en equilibrio, evitando tanto la extinción de la reacción en cadena como un incremento descontrolado de la potencia, lo cual es esencial para una operación segura y continua del reactor.

En este trabajo, el sistema se diseña con un valor inicial supercrítico, con el fin de compensar la disminución de reactividad ocasionada por el quemado del combustible y la acumulación de venenos neutrónicos, garantizando así una operación cercana a la criticidad a lo largo de los diez años de su vida útil.

2.2.3. Factor de multiplicación efectiva de neutrones (k_{eff}).

Como se definió anteriormente, el factor de multiplicación efectiva de neutrones es la razón entre el número de neutrones producidos en una generación y el número de neutrones presentes en la generación anterior, considerando los efectos de absorción y de fuga, como muestra la expresión siguiente.

$$k_{eff} = \frac{producción}{pérdidas} \tag{2.1}$$

Al depender de este balance, cualquier factor que afecte la producción de neutrones (fisión) y/o las pérdidas (absorción y fuga), modificará directamente el valor del factor de multiplicación.

Debe diferenciarse del factor de multiplicación infinito (k_{inf}), el cual corresponde a un sistema ideal en el cual no se consideran pérdidas por fuga de neutrones, mientras que el factor de multiplicación efectiva sí incluye dichas pérdidas, representando el comportamiento real del reactor. Por tanto, se cumple que $k_{eff} \leq k_{inf}$ debido a las pérdidas por fuga presentes en sistemas reales.

A partir de k_{eff} es posible definir la reactividad del sistema, la cual constituye una medida más directa del estado del reactor.

Un valor de reactividad positiva indica un sistema supercrítico, mientras que valores negativos corresponden a condiciones subcríticas, siendo el estado crítico con un valor igual a cero. Su ecuación se presenta a continuación.

$$\rho = \frac{k_{eff}-1}{k_{eff}} \tag{2.2}$$

En el reactor se emplean distintos materiales, cada uno de los cuales determina la forma en que los neutrones interactúan con el medio, los elementos combustibles de nitruro de uranio enriquecidos, utilizados en el microrreactor, incrementan la producción efectiva de neutrones mediante fisión. Mientras que los materiales absorbentes como el carburo de boro, presente en el anillo de control y los venenos provocan pérdidas neutrónicas.

El grafito, monolito estructural, reduce la energía de los neutrones, aumentando la probabilidad de fisión. De igual forma, el reflector de óxido de berilio reduce la fuga neutrónica, favoreciendo la reutilización de neutrones dentro del sistema. Ambos efectos contribuyen a incrementar la eficiencia del proceso de multiplicación neutrónica.

Adicionalmente, la geometría del reactor cumple también un papel importante en el control de la fuga de neutrones, los núcleos grandes tienen una menor fuga, caso contrario para los pequeños. La forma y compactación, que incluye la configuración del combustible y distribución espacial influye en la trayectoria de los neutrones y la probabilidad de su escape.

El quemado del combustible produce una evolución de su composición con el tiempo y reduce el material fisil disponible, aumenta los productos de fisión, y en ellos aparecen los venenos neutrónicos, lo que provoca una disminución del factor de multiplicación con el tiempo.

La temperatura afecta el comportamiento neutrónico porque modifica las secciones eficaces y la densidad de los materiales. Uno de los efectos de la temperatura es el ensanchamiento Doppler de las resonancias de absorción en núcleos no fisiles, como el U-238, lo que conlleva a una mayor captura de neutrones y por lo tanto a una disminución de la reactividad, proporcionando un mecanismo de retroalimentación negativa que favorece la seguridad del sistema.

El comportamiento de la población neutrónica se describe formalmente mediante la ecuación de transporte neutrónico, cuya resolución exacta resulta compleja para geometrías reales, motivando el uso de métodos numéricos como Monte Carlo, la ecuación se presenta a continuación.

$$\Omega \cdot \nabla\psi(\mathbf{r},\Omega,E) + \Sigma_t(\mathbf{r},E)\psi(\mathbf{r},\Omega,E) = \int_{4\pi}\int_0^{\infty} \Sigma_s\,(\mathbf{r},E' \to E,\Omega' \to \Omega)\psi(\mathbf{r},\Omega',E')\,dE'\,d\Omega' + S(\mathbf{r},\Omega,E) \quad (2.3)$$

El comportamiento de la población neutrónica en el reactor se describe de manera general mediante la ecuación de transporte neutrónico, la cual representa, en estado estacionario, un balance de neutrones en función de su posición, dirección y energía.

En esta expresión, $\psi(\mathbf{r}, \Omega, E)$ corresponde a la densidad angular de flujo neutrónico, dependiente de la posición r, la dirección de su movimiento Ω y la energía E.

El término $\Omega \cdot \nabla\psi$ representa la pérdida de neutrones por fugas, mediante el transporte espacial de neutrones, es decir, el cambio en la población debido a su movimiento en el espacio hacia la superficie exterior del núcleo del reactor.

El término $\Sigma_t\psi$ describe la pérdida de neutrones por interacciones totales, incluyendo absorción y dispersión.

El término integral del lado derecho representa la ganancia de neutrones debido a procesos de dispersión, en los cuales neutrones provenientes de otras energías y direcciones son redirigidos hacia el estado considerado.

Finalmente, $S(\mathbf{r}, \Omega, E)$corresponde a fuentes externas o internas de neutrones, como las generadas en eventos de fisión.

La resolución analítica de esta ecuación en geometrías complejas resulta inviable, por lo que se recurre a métodos numéricos como el método de Monte Carlo, el cual permite simular directamente el transporte de neutrones sin necesidad de discretizar explícitamente esta ecuación.

En este trabajo, el factor de multiplicación efectiva se calcula mediante métodos de Monte Carlo utilizando el código Serpent, el cual permite simular el transporte de neutrones y estimar el balance entre producción y pérdidas en el sistema, en la geometría diseñada del núcleo.

De esta manera, el factor de multiplicación efectiva se establece como el parámetro principal para evaluar el comportamiento neutrónico del reactor, así como su evolución temporal, permitiendo verificar que el reactor permanezca cercano a la criticidad durante su operación.

2.3. Modelo neutrónico del reactor.

Con los fundamentos teóricos descritos, se desarrolla el modelo neutrónico del microrreactor mediante la implementación de simulaciones computacionales con el código Serpent, para representar la interacción de la población neutrónica con los materiales y geometría del sistema.

2.3.1. Metodología de simulación.

El método estocástico de Monte Carlo es una técnica numérica basada en el uso de variables aleatorias para simular procesos físicos, permitiendo estimar el comportamiento de sistemas complejos mediante el análisis estadístico de múltiples eventos independientes.

En el contexto de la física de reactores, cada neutrón se simula de manera individual, modelando su trayectoria a lo largo del núcleo, evaluando sus interacciones con los elementos presentes.

En el proceso, cada neutrón se genera con cierta energía y posición. El recorrido del neutrón y sus interacciones con los materiales se modelan como un proceso estocástico mediante funciones de densidad de probabilidad. Se decide qué tipo de interacción (de las descritas anteriormente) realiza y en caso de fisión, se generan nuevos neutrones y el proceso se repite para las nuevas partículas generadas.

Este enfoque resulta particularmente útil para el diseño neutrónico de ingeniería de reactores porque después de un número suficientemente grande de historias neutrónicas, se obtiene un promedio estadístico. De igual forma, permite modelar geometrías complejas, usar datos nucleares reales y obtener resultados precisos.

Este método permite estimar la producción de neutrones, así como las pérdidas y las fugas, lo que determina el valor del factor de multiplicación efectiva. Cabe destacar que los resultados cuentan con una incertidumbre intrínseca, debido a su naturaleza estadística, pero esta disminuye al aumentar el número de neutrones simulados.

En este trabajo, el método de Monte Carlo se implementa mediante el uso del código Serpent, el cual permite simular el transporte de neutrones a partir de un modelo computacional en el que se especifican los materiales, la geometría del sistema y las condiciones de operación, posibilitando la estimación de parámetros neutrónicos relevantes como el factor de multiplicación efectiva, la distribución de potencia y la evolución isotópica del combustible.

Se emplea el código Serpent debido a su capacidad para modelar el reactor de manera realista, sin requerir simplificaciones significativas en la geometría, permitiendo representar de forma detallada los elementos combustibles, el monolito de grafito, los heat pipes y los reflectores.

El microrreactor analizado presenta una configuración compacta y una composición con múltiples materiales, por lo que el uso de métodos de Monte Carlo resulta adecuado.

En contraste, los métodos deterministas suelen requerir simplificaciones geométricas y físicas que pueden afectar la precisión de los resultados.

Así mismo, el uso de datos nucleares detallados, como secciones eficaces dependientes de energía y librerías nucleares especializadas, permite una representación más fiel de las interacciones neutrónicas del sistema.

A diferencia de los métodos basados en la resolución de ecuaciones de transporte, este enfoque permite simular directamente la física del problema, evitando la necesidad de discretizaciones complejas.

Dado que el reactor se diseña para una vida útil de diez años, la alta precisión en el cálculo del factor de multiplicación efectiva es fundamental para conocer la criticidad y el balance neutrónico del sistema. De igual modo, Serpent permite analizar la evolución isotópica del combustible y modelar la acumulación de varios venenos neutrónicos a lo largo del tiempo.

2.3.2. Descripción geométrica del microrreactor.

El reactor propuesto corresponde a un microrreactor compacto, de estado sólido, en el cual el combustible se encuentra embebido en una matriz estructural sólida, permitiendo una configuración geométrica fija e integrando los sistemas de extracción de calor mediante heat pipes.

Su geometría global es de tipo cilíndrico, con simetría radial, definida por un radio de 22.2 [cm] y una altura de 40 [cm]. La vista transversal y de corte axial se presentan en las figuras 2.1 y 2.2 que se presentan a continuación.

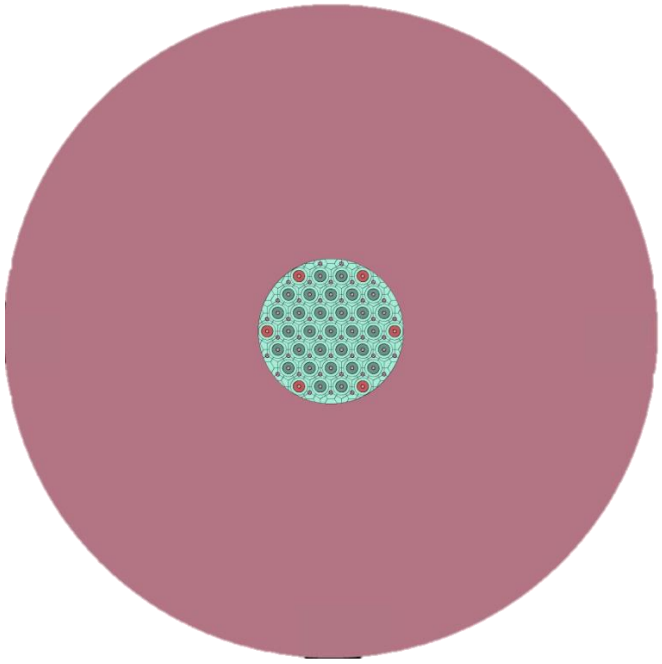


Figura 2.1. Vista transversal del microrreactor.

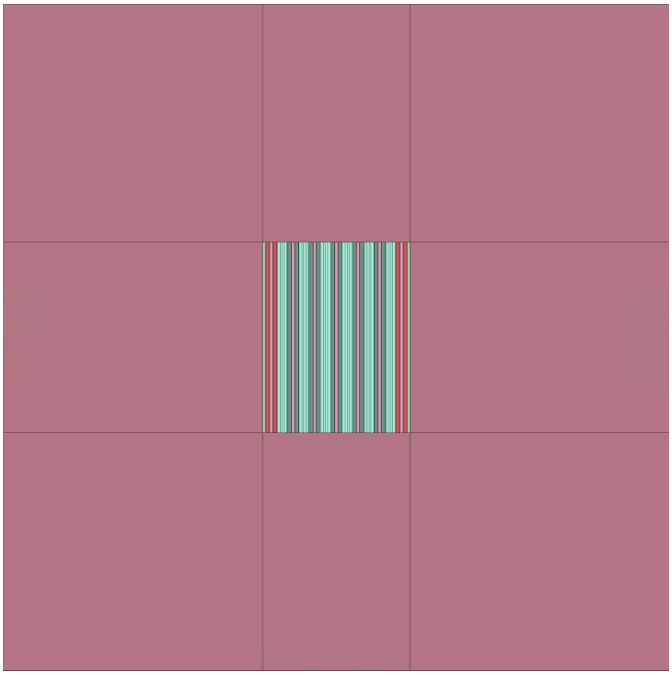


Figura 2.2 Corte axial del microrreactor.

La región activa, donde tienen lugar las fisiones responsables de la generación de potencia, contiene los elementos combustibles con geometría anular, así como los heat pipes y el grafito estructural. Esta región se encuentra delimitada por un gran reflector de óxido de berilio (BeO), el cual se extiende radialmente hasta un radio aproximado de 100 [cm] y axialmente con un espesor de 50 [cm] en la parte inferior y 50 [cm] en la parte superior de la región activa. Su función principal es reducir la fuga neutrónica y favorecer la reutilización de neutrones dentro del sistema.

El combustible utilizado en el microrreactor es nitruro de uranio (UN), un material sólido caracterizado por su alta densidad de uranio y una alta conductividad térmica, características que lo hacen adecuado para reactores compactos.

Como se describió previamente, los elementos combustibles presentan una configuración anular, lo cual favorece la transferencia de calor y reduce los gradientes térmicos en el material, al permitir la integración de un heat pipe por elemento.

El núcleo incorpora una distribución heterogénea de combustible, empleando dos niveles de enriquecimiento. Se utiliza un enriquecimiento de 19.75%, correspondiente al límite superior permitido para aplicaciones civiles, mientras que en regiones específicas se emplea 14.00%, con el objetivo de reducir la concentración de potencia.

En conjunto, estas características permiten una adecuada gestión térmica y un comportamiento neutrónico controlado, aspectos fundamentales para la operación eficiente y segura.

La extracción de calor del núcleo se basa en la incorporación de heat pipes distribuidos dentro del núcleo, los cuales se modelan como elementos estructurales sin material fisil. Su función principal es la remoción eficiente del calor generado por la fisión, permitiendo mantener condiciones térmicas adecuadas durante la operación.

Desde el punto de vista neutrónico, estos elementos introducen heterogeneidad en el sistema, al sustituir material potencialmente moderador o estructural, lo que influye en la distribución espacial de la población neutrónica. Su principal implicación física se enfoca en la distribución de potencia y temperatura.

Los elementos del núcleo se encuentran embebidos en una matriz estructural de grafito, la cual proporciona soporte mecánico a los elementos y mantiene la integridad geométrica del sistema.

En la Figura 2.3 se señala cada uno de los elementos presentes en el núcleo del microrreactor.

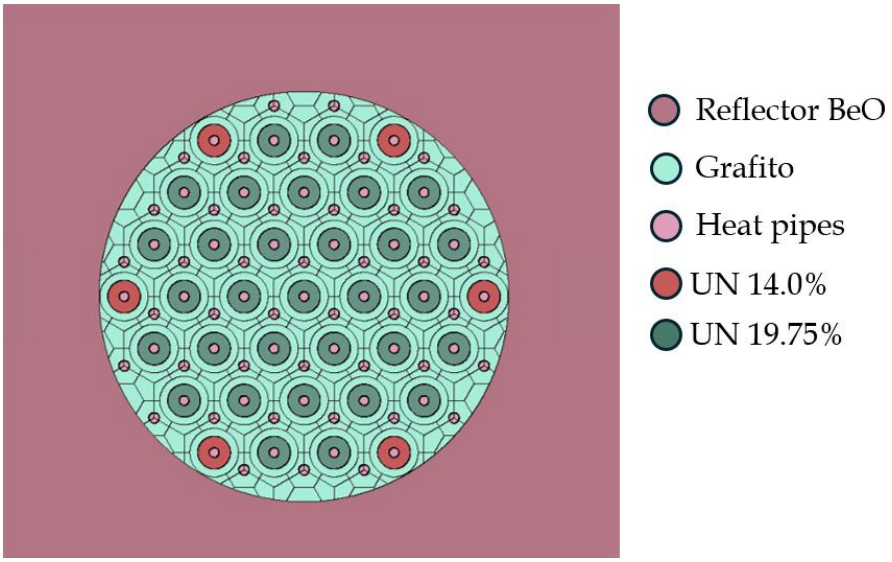


Figura 2.3. Elementos del núcleo.

El control de la reactividad del sistema se realiza mediante un anillo de carburo de boro (B_4C), dispuesto en la región externa del núcleo. Este material se caracteriza por su alta sección eficaz de absorción de neutrones, principalmente por el boro-10, lo que lo convierte en un elemento altamente eficaz para el control y apagado del reactor.

A diferencia de configuraciones convencionales basadas en barras móviles, el diseño propuesto emplea una geometría anular, la cual permite introducir un mecanismo de absorción uniforme alrededor del núcleo.

La inserción del anillo incrementa significativamente las pérdidas neutrónicas por absorción, reduciendo el número de neutrones disponibles para sostener la reacción en cadena. En la Figura 2.4, puede verse inserto en el núcleo.

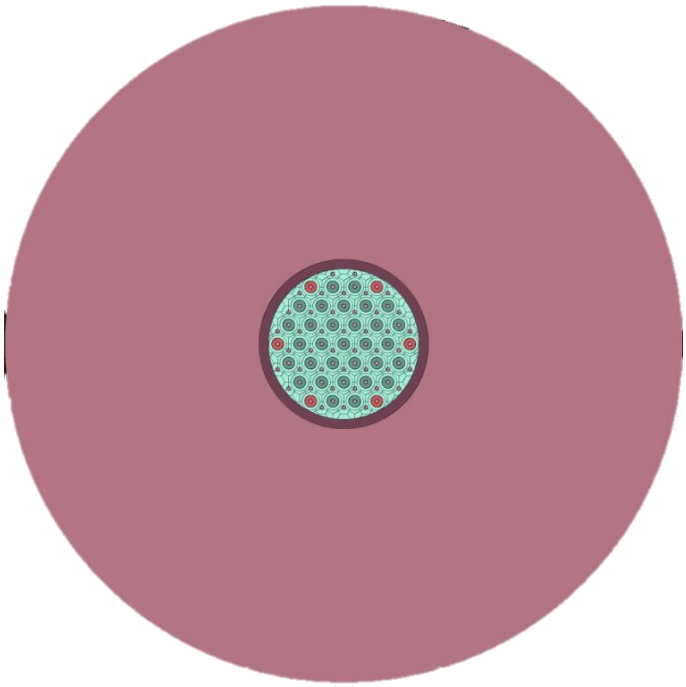


Figura 2.4. Anillo de control.

Desde el punto de vista operacional, este sistema permite regular el valor del factor de multiplicación efectiva, compensando variaciones debidas al agotamiento del combustible, y a cambios en la temperatura o en las condiciones de operación. En condiciones de apagado, la inserción completa del anillo conduce al sistema a un estado subcrítico.

El núcleo está conformado por 37 elementos combustibles distribuidos dentro del arreglo hexagonal, cada uno de los cuales presenta un heat pipe en su región central. Esta configuración permite una alta compacidad del sistema y una distribución eficiente de los componentes.

De manera adicional, el diseño incorpora 42 heat pipes distribuidos en las regiones intersticiales entre los elementos combustibles, lo que incrementa la capacidad de remoción de calor del sistema y contribuye a una distribución térmica más uniforme dentro del núcleo.

En conjunto, el sistema cuenta con un total de 79 heat pipes, lo que evidencia un diseño orientado a una gestión térmica eficiente y compatible con la alta densidad de potencia característica de microrreactores compactos.

La Tabla 2.1 que se presenta a continuación resume los principales parámetros geométricos y de diseño del micro reactor.

Tabla 2.1. Parámetros geométricos y de diseño.

Parámetro	Valor
Geometría del núcleo	Cilíndrica
Radio del núcleo	0.222 [m]
Altura del núcleo	0.4 [m]
Tipo de lattice	Hexagonal
Pitch del lattice	0.065 [m]
No. de elementos combustibles	37
No. total de heat pipes	79
Radio externo del combustible	0.01795 [m]
Radio externo del heat pipe	0.056 [m]
Material combustible	Nitruro de uranio (UN)
Enriquecimiento	19.75% 14.0%
Material del reflector	Óxido de berilio (BeO)
Radio externo del reflector	1 [m]
Espesor del reflector	0.778 [m]
Material de control	Carburo de Boro (B4C)
Espesor del anillo de control	0.05 [cm]

La representación geométrica del micorreactor en el código Serpent se realiza mediante la definición de superficies (*surfaces*) y celdas (*cells*), las cuales permiten delimitar espacialmente las distintas regiones del sistema y asignar a cada una de ellas sus respectivos materiales. Las superficies definen las fronteras geométricas, mientras que las celdas representan volúmenes físicos dónde se modelan los distintos componentes del microrreactor.

Para facilitar la construcción del modelo, se emplea una estructura jerárquica basada en universos (*universes*), en la cual los diferentes elementos del núcleo, como los elementos combustibles, los heat pipes y las regiones estructurales, se definen de manera independiente y posteriormente se integran en configuraciones complejas.

Esta metodología permite una representación modular del sistema y facilita la modificación de la geometría durante el proceso de diseño.

La distribución espacial del núcleo se implementa mediante estructuras tipo *lattice*, las cuales permiten organizar los diferentes universos en un arreglo hexagonal que reproduce la configuración física del microrreactor. De esta forma, se logra una representación detallada de la heterogeneidad del sistema, incluyendo la disposición de los elementos combustibles y los conductos de extracción de calor.

En general, estas herramientas permiten construir un modelo tridimensional completo del microrreactor, en el cual se simulan de manera explícita las interacciones neutrónicas dentro de una geometría realista, sin recurrir a simplificaciones significativas.

2.3.3. Condiciones de simulación.

Las simulaciones neutrónicas se llevaron a cabo mediante la definición de parámetros que controlan tanto el comportamiento físico del sistema como la precisión estadística de los resultados obtenidos.

El método de Monte Carlo se implementa mediante la simulación de un número finito de historias de neutrones. En este trabajo, se emplearon 20,000 neutrones por ciclo, con un total de 300 ciclos, de los cuáles los primeros 50 fueron descartados como ciclos inactivos, con el fin de garantizar la convergencia del sistema hacia un estado estacionario.

La condición de frontera utilizada corresponde a una frontera vacía o negra, lo que implica que los neutrones que alcanzan los límites del sistema, es decir, la superficie externa del reflector, se escapan del dominio de simulación. Esta aproximación permite modelar un reactor o sistema efectivo finito.

La potencia del reactor de fijó en 50 [kW] térmicos, en concordancia con los objetivos de diseño presentados en el capítulo de requerimientos.

Para las propiedades de los materiales se emplearon bibliotecas de datos nucleares dependientes de la energía, específicamente la librería JEFF 3.1, lo que permite representar las secciones eficaces utilizadas en el cálculo (Koning et al, 2006).

Se activó el tratamiento de la región de resonancias no resueltas mediante la opción correspondiente del código, lo que permite representar de manera más realista las fluctuaciones estadísticas en las secciones eficaces en ciertos rangos de energía. Este efecto resulta particularmente relevante en materiales como el uranio, donde la absorción neutrónica presenta un comportamiento resonante complejo.

Las secciones eficaces utilizadas en el modelo corresponden a datos dependientes de la energía obtenidos de la librería, evaluados a una temperatura de 1200 [K], como se indica mediante el sufijo correspondiente en los identificadores de los núclidos.

La utilización de datos a alta temperatura permite incorporar efectos físicos relevantes, como el ensanchamiento Doppler de las resonancias de absorción, lo que contribuye a una representación más realista del comportamiento neutrónico del reactor bajo condiciones de operación.

2.3.4. Estrategia de cálculo.

Con el objetivo de evaluar el comportamiento neutrónico del microrreactor, se definió una estrategia de cálculo orientada al análisis de los principales parámetros que determinan su operación segura y vida útil.

En primer lugar, se calcula k_{eff}, el cual permite determinar el estado de criticidad del sistema y evaluar el balance entre la producción y las pérdidas de neutrones. Este parámetro constituye el indicador principal para verificar la viabilidad del diseño bajo condiciones nominales.

Adicionalmente, se analiza la distribución espacial de potencia dentro del núcleo, con el fin de identificar posibles regiones con concentraciones elevadas de generación de calor. Este análisis resulta principalmente importante para evaluar la uniformidad del sistema y evitar la aparición de puntos calientes que puedan comprometer la integridad estructural del microrreactor.

Para estudiar el comportamiento del reactor a lo largo del tiempo, se realiza un análisis de quemado de combustible, en el cual se considera la evolución isotópica del sistema. Este proceso incluye el consumo de material fisil y la generación de productos de fisión y venenos neutrónicos, los cuáles afectan progresivamente el balance neutrónico.

Como resultado de este análisis, se evalúa la evolución temporal del factor de multiplicación efectiva, lo que permite determinar la variación de la reactividad del sistema y estimar su capacidad para mantenerse cercano a la condición crítica durante su vida de operación.

Estos análisis permiten caracterizar de manera integral el comportamiento neutrónico del microrreactor, proporcionando los elementos necesarios para evaluar su desempeño, seguridad y viabilidad a largo plazo.

2.4. Resultados.

2.4.1. Validación del modelo neutrónico.

La validación del modelo neutrónico se realizó mediante la verificación de la consistencia física de los resultados. El valor inicial del factor de multiplicación efectiva obtenido para el núcleo fresco es:

$$k_{eff} = 1.16093 \pm 0.00053$$

Adicionalmente, la baja incertidumbre estadística asociada al cálculo (<0.05%) confirma la adecuada convergencia del método.

Este valor indica que el sistema se encuentra en condición supercrítica, lo cual es consistente con el criterio de diseño adoptado para compensar la pérdida de reactividad asociada al quemado del combustible y la acumulación de venenos neutrónicos a lo largo del tiempo.

La Figura 2.5 muestra la distribución espacial del flujo neutrónico junto con las regiones donde ocurre la generación de potencia dentro del reactor. Se observa que la fisión se concentra en los elementos combustibles, representados en tonos café, lo cual corresponde a la localización del material fisil en el núcleo.

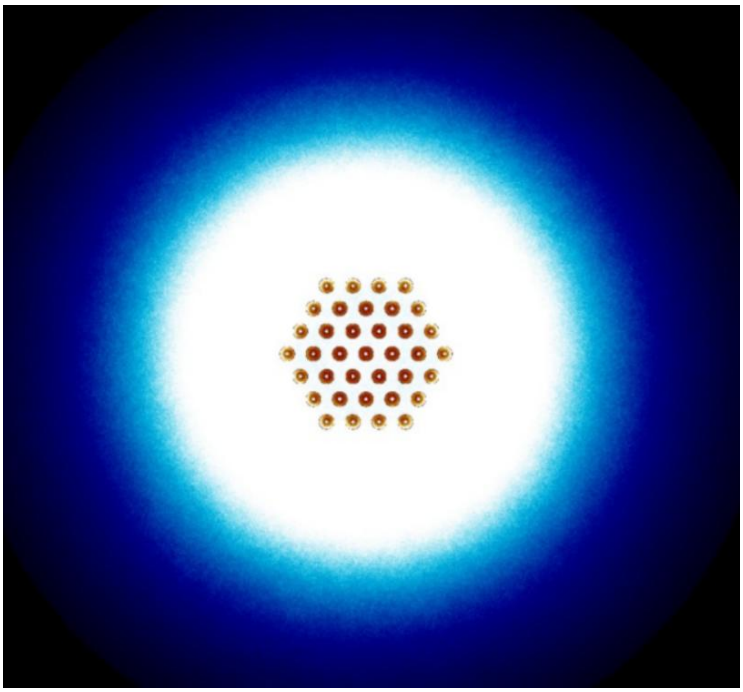


Figura 2.5. Distribución espacial del flujo neutrónico.

Por otra parte, el flujo neutrónico presenta su mayor intensidad en la región central del microrreactor, disminuyendo gradualmente hacia la periferia, como consecuencia de los procesos de absorción y fuga.

La presencia del reflector de óxido de berilio contribuye a mantener niveles significativos de flujo en las regiones cercanas al borde del núcleo, reduciendo las pérdidas neutrónicas.

Globalmente, el valor del factor de multiplicación efectiva y la distribución espacial del flujo neutrónico muestran un comportamiento coherente con el diseño propuesto, validando el modelo implementado para el análisis del microrreactor.

2.4.2. Distribución de potencia.

La distribución espacial de potencia en el núcleo se obtuvo a partir de los resultados de simulación neutrónica, procesados mediante herramientas desarrolladas en MATLAB. Para su análisis, se empleó el factor de potencia radial (RPF, por sus siglas en inglés), definido como la razón entre la potencia generada en un elemento combustible y la potencia promedio del núcleo, de acuerdo con la expresión:

$$RPF_i = \frac{P_i}{P_{prom}} \tag{2.4}$$

Este parámetro permite identificar desviaciones locales en la generación de potencia, facilitando la detección de picos que pueden representar condiciones críticas desde el punto de vista térmico.

La Figura 2.6 muestra la distribución del RPF en el arreglo hexagonal del núcleo. Se observa que la potencia no es uniforme, presentando un comportamiento característico en el cual las regiones centrales tienen valores inferiores al promedio, mientras que los elementos de la periferia alcanzan los más elevados.

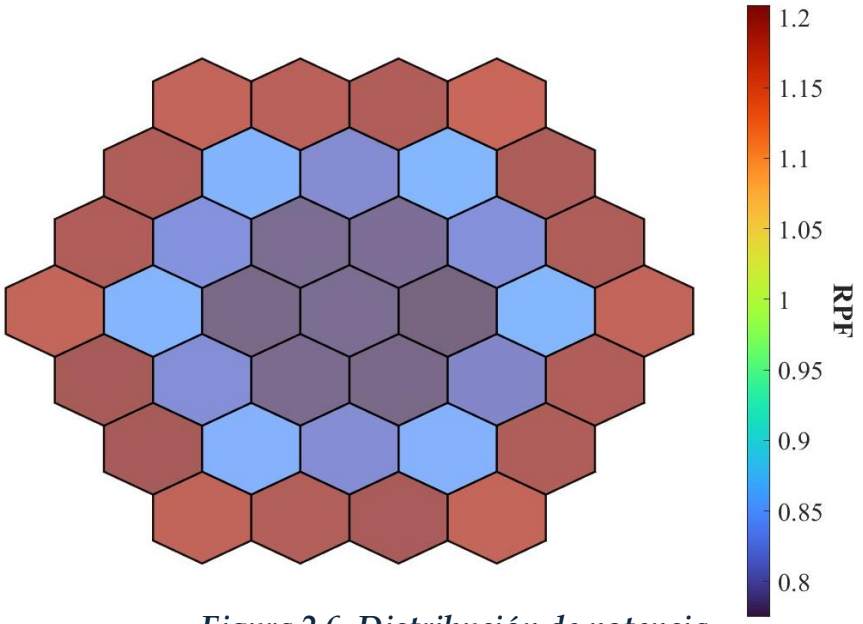


Figura 2.6. Distribución de potencia.

A partir de los resultados obtenidos, se identificó un valor máximo de RPF de 1.208, localizado en la periferia del núcleo (corona 3), mientras que el valor mínimo corresponde a 0.775, ubicado en la región central (corona 1).

La distribución de potencia no es uniforme a lo largo del núcleo, las regiones periféricas presentan una mayor generación de energía en comparación con el centro.

Este fenómeno se atribuye a efectos geométricos y a la distribución del flujo neutrónico, que favorece una mayor probabilidad de fisión en las zonas externas, por efectos del reflector.

Desde el punto de vista térmico, se debe prestar atención a la presencia de picos de potencia, ya que pueden dar lugar a gradientes de temperatura significativos. No obstante, los valores obtenidos se mantienen dentro de un rango controlado, lo que indica una distribución aceptable para la operación del sistema.

Para alcanzar este comportamiento, se implementó una estrategia de enriquecimiento heterogéneo, ajustando la composición isotópica del combustible en función de la posición dentro del núcleo. En particular, se redujo el enriquecimiento en las regiones periféricas, lo que permitió disminuir los picos de potencia sin comprometer el valor del factor de multiplicación efectiva.

En términos generales, estos resultados evidencian que la configuración adoptada permite un control adecuado de la distribución de potencia, logrando un balance entre eficiencia neutrónica y seguridad térmica en el diseño del microrreactor.

2.4.3. Optimización del núcleo.

El diseño del núcleo del microrreactor requiere satisfacer simultáneamente dos criterios fundamentales: mantener un valor adecuado del factor de multiplicación efectiva para garantizar la operación durante el ciclo de operación objetivo, y controlar la distribución de potencia para evitar la presencia de picos térmicos que comprometen la integridad del sistema.

El proceso de optimización puede interpretarse como un problema multiobjetivo, en el cual se busca maximizar la reactividad del sistema mientras se minimizan los picos de potencia, sujetos a restricciones geométricas y de más.

Como punto de partida, se realizó un análisis de sensibilidad del tamaño del reflector de óxido de berilio, evaluando su impacto sobre el factor de multiplicación efectiva mediante múltiples simulaciones.

Con este fin, se definió un parámetro discreto denominado *paso del reflector*, el cual representa una expansión geométrica uniforme del reflector en direcciones radial y axial. En cada paso, el radio del reflector se incrementó en 5 [cm], mientras que sus límites axiales se extendieron en ±5 [cm] respecto a la región activa, aumentando tanto el espesor superior como inferior.

De esta forma, cada paso implica un crecimiento simultáneo del volumen reflector, conservando una geometría aproximadamente proporcional. La Figura 2.7 muestra la variación de k_{eff} en función de este parámetro.

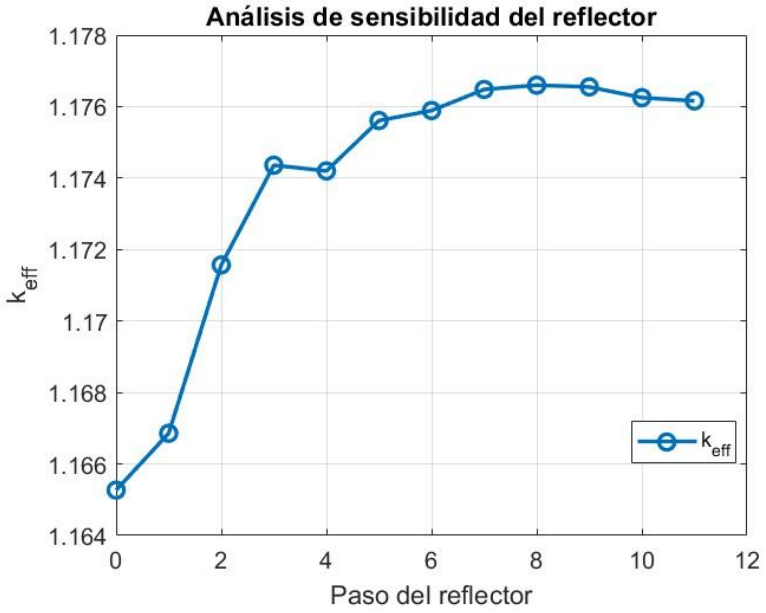


Figura 2.7. Análisis de sensibilidad.

Se observó que el incremento del tamaño del reflector conduce a un aumento de (k_{eff}), debido a la reducción de la fuga neutrónica y la mayor reutilización de neutrones dentro del sistema. Sin embargo, este incremento no es indefinido, ya que a partir de cierto punto la ganancia en reactividad tiende a saturarse.

Considerando tanto la tendencia de saturación como las restricciones de masa y volumen asociadas a las aplicaciones espaciales, se seleccionó un tamaño de reflector correspondiente al inicio de la meseta de la curva.

Con el objetivo de reducir el tamaño del reflector sin comprometer la reactividad del sistema, se evaluó una configuración alternativa en la cual se incorporó una capa externa adicional, al reflector de óxido de berilio.

Los materiales basados en zirconio presentan baja absorción neutrónica y buenas propiedades de dispersión, además de contar con una alta estabilidad térmica, lo que los convierte en candidatos viables en sistemas nucleares avanzados.

La configuración, mostrada en la Figura 2.8, muestra al núcleo activo rodeado por una capa interna de BeO, y se añade un anillo externo de carburo de zirconio (ZrC), como se define en la geometría del modelo mediante las superficies cilíndricas correspondientes y las celdas asociadas en Serpent.

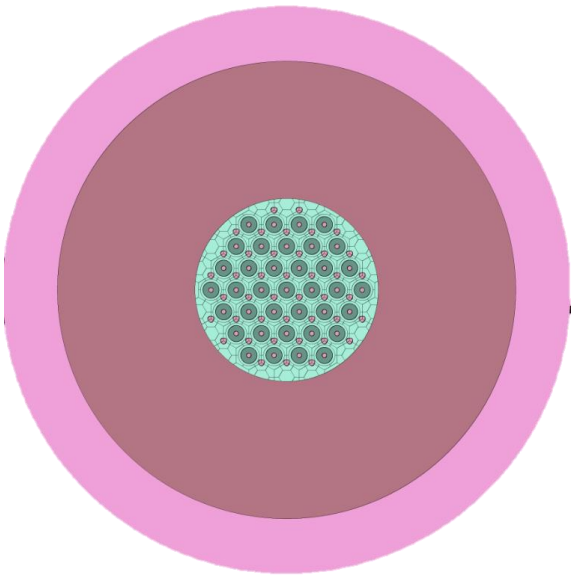


Figura 2.8. Anillos reflectores BeO (interno) y ZrC (externo).

Esta estrategia buscaba mejorar la economía neutrónica mediante la combinación de materiales con distintas propiedades de dispersión, permitiendo potencialmente reducir el tamaño global del reflector.

Sin embargo, el comportamiento del sistema evaluado mediante simulaciones con quemado muestra que el valor del factor de multiplicación efectiva disminuye de manera más acelerada en comparación al uso único de BeO.

Como resultado, el reactor alcanza condiciones subcríticas aproximadamente a los ocho años de operación, sin cumplir el objetivo de vida útil de diez años, cómo muestra la Figura 2.9.

Este comportamiento indica que la incorporación del anillo externo no logra compensar adecuadamente las pérdidas neutrónicas del sistema, afectando la capacidad de sostener la reacción en cadena durante el tiempo requerido.

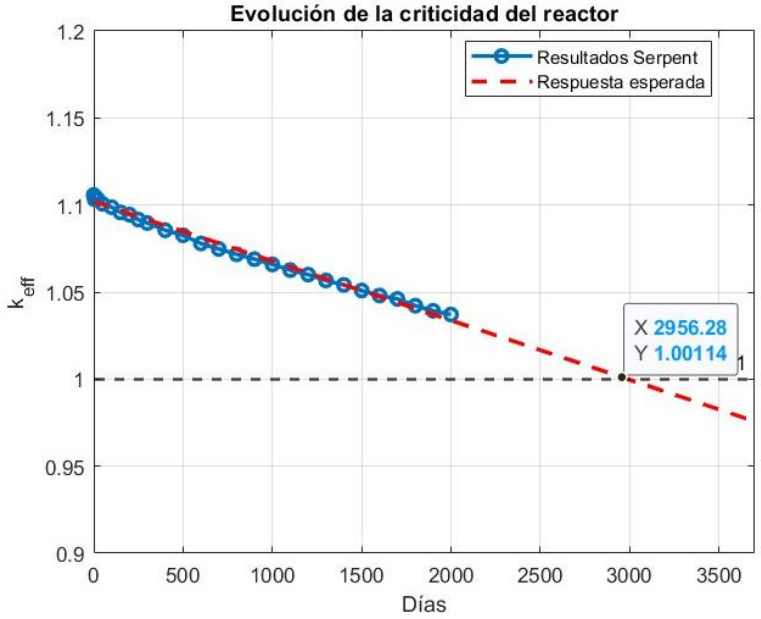


Figura 2.9. Criticidad con anillo de ZrC.

En conclusión, la configuración con reflector de óxido de berilio resulta más adecuada para este diseño, ya que permite mantener un balance neutrónico suficiente para garantizar la operación continúa durante el periodo de diseño.

A partir de estos resultados, se seleccionó el reflector de óxido de berilio como la configuración base del diseño y se evaluó una configuración inicial con enriquecimiento uniforme de 19.75% en todos los elementos combustibles.

Si bien esta configuración permitió alcanzar un valor elevado del factor de multiplicación efectiva, el análisis de la distribución de potencia reveló la presencia de picos significativos en la periferia del núcleo.

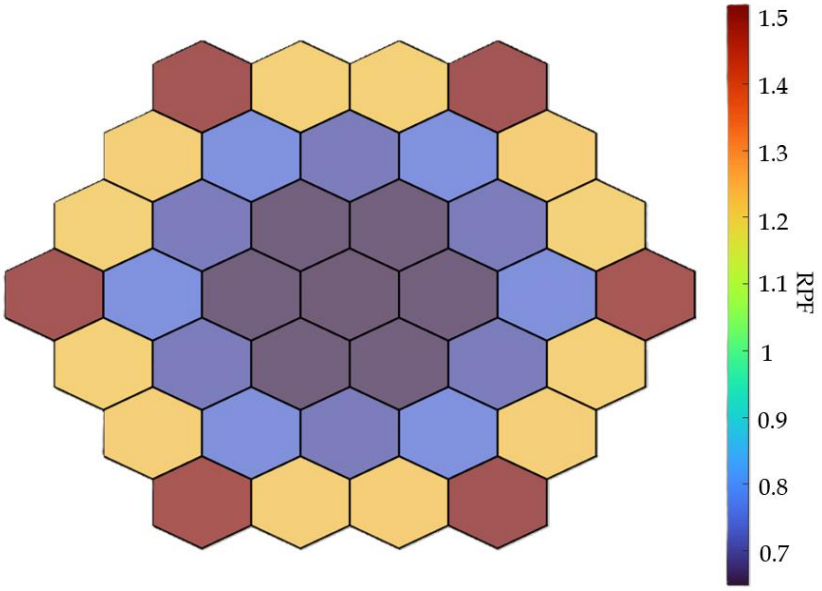


Figura 2.10. Distribución con enriquecimiento 19.75%.

En la Figura 2.10 se identifica un valor máximo de RPF de aproximadamente 1.52, localizado en las regiones externas, lo que representa una condición técnicamente desfavorable.

Para mitigar este comportamiento, se implementó una estrategia de enriquecimiento heterogéneo por coronas, reduciendo el contenido de material fisil en la periferia del núcleo.

La región de mayor producción de potencia se localiza en una corona intermedia del núcleo, comúnmente referida como “anillo de fuego”, donde la interacción neutrónica es más intensa debido al balance entre producción y fuga de neutrones.

Se definieron tres niveles de enriquecimiento, la segunda corona conservaría los 19.75%, por ser el “anillo de fuego”, el centro, así como la primera corona tendrían el segundo más alto y la tercera el más bajo.

Después de iterar distintas combinaciones, con 15% en el centro y 10% en la tercera corona, se logró disminuir los picos de potencia, con 1.421 en la tercera corona y 0.634 en el centro, cómo se muestra en la Figura 2.11.

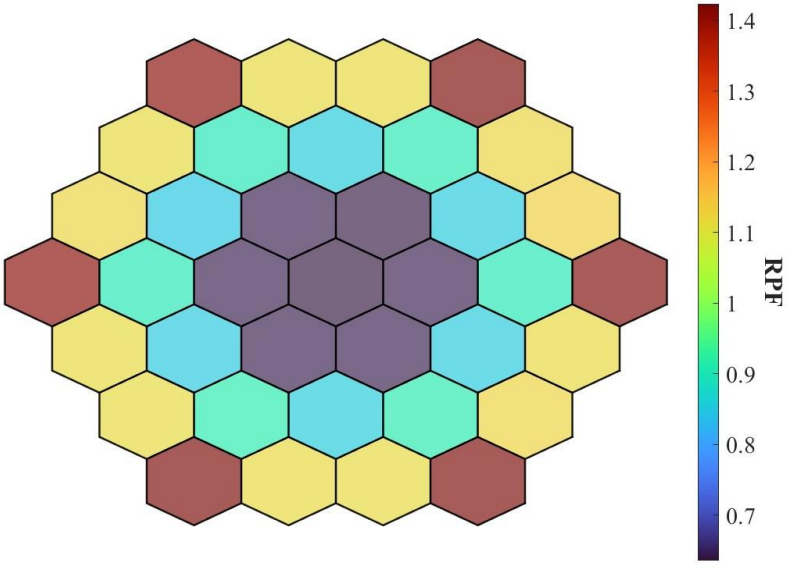


Figura 2.11. Distribución de potencia con tres anillos de enriquecimiento.

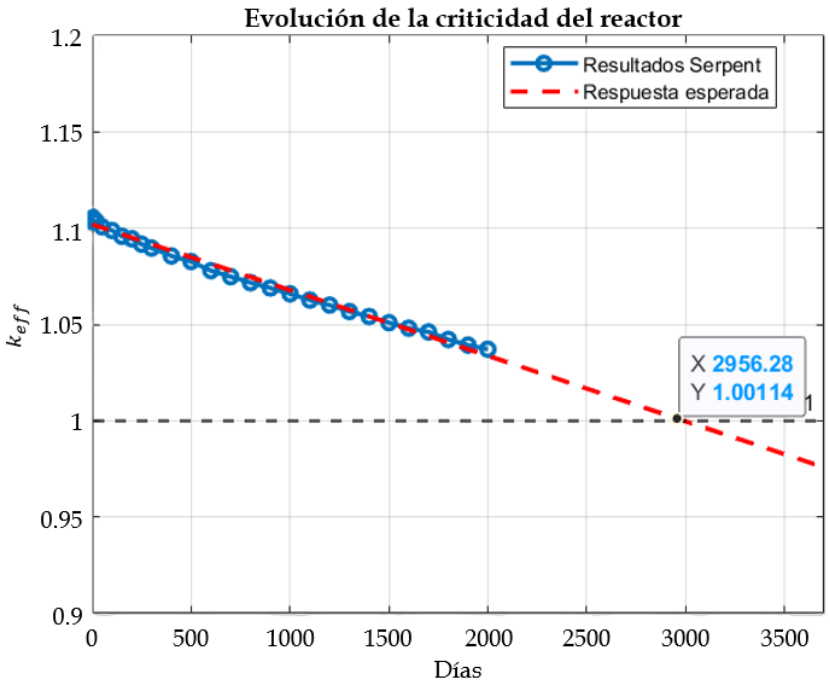


Figura 2.12. Vida útil con tres anillos de enriquecimiento.

A pesar de la reducción en los picos de potencia, el sistema perdió su capacidad de mantener la criticidad durante el tiempo de operación requerido, alcanzando condiciones subcríticas a los ocho años, cómo se muestra en la Figura 2.12.

Un análisis más detallado de la distribución de potencia permitió identificar que los picos no se distribuían de manera uniforme en toda la periferia, sino que se concentraban específicamente en las seis esquinas del arreglo hexagonal.

Este comportamiento evidenció que el problema no era global, sino local, asociado a efectos geométricos y de fuga neutrónica en dichas posiciones.

A partir de esta observación, se adoptó una estrategia de optimización basada en la modificación localizada del enriquecimiento, manteniendo altos niveles de material fisil en las regiones necesarias para sostener la reactividad, y reduciéndolo únicamente en las posiciones críticas.

El diseño final emplea un esquema simplificado de enriquecimiento compuesto por dos niveles principales, un enriquecimiento uniforme de 19.75% en la mayor parte de los elementos combustibles, con el objetivo de mantener una alta producción neutrónica y sostener la criticidad del sistema.

El segundo nivel corresponde a un enriquecimiento reducido de 14% en las seis porciones correspondientes a las esquinas del arreglo hexagonal, donde previamente se identificaron los picos de potencia.

A diferencia del esquema por coronas esta estrategia evita penalizar regiones del núcleo que no contribuyen a la formación de picos, optimizando así el balance entre distribución de potencia y desempeño neutrónico.

Esta configuración permite actuar directamente sobre las regiones criticas responsables de los máximos de potencia, sin afectar de manera significativa la reactividad global del sistema.

2.4.4. Evolución temporal del reactor.

Con el objetivo de evaluar la viabilidad del reactor para operar durante el periodo de diseño (10 años), se analizó la evolución del factor de multiplicación efectiva en función del tiempo, considerando el efecto del quemado del combustible.

La Figura 2.13 muestra la variación de k_{eff} a lo largo del tiempo de operación. Se observa una disminución progresiva del factor de multiplicación, atribuida al consumo del material fisil y a la acumulación de productos de fisión con alta capacidad de absorción neutrónica, conocidos como venenos neutrónicos.

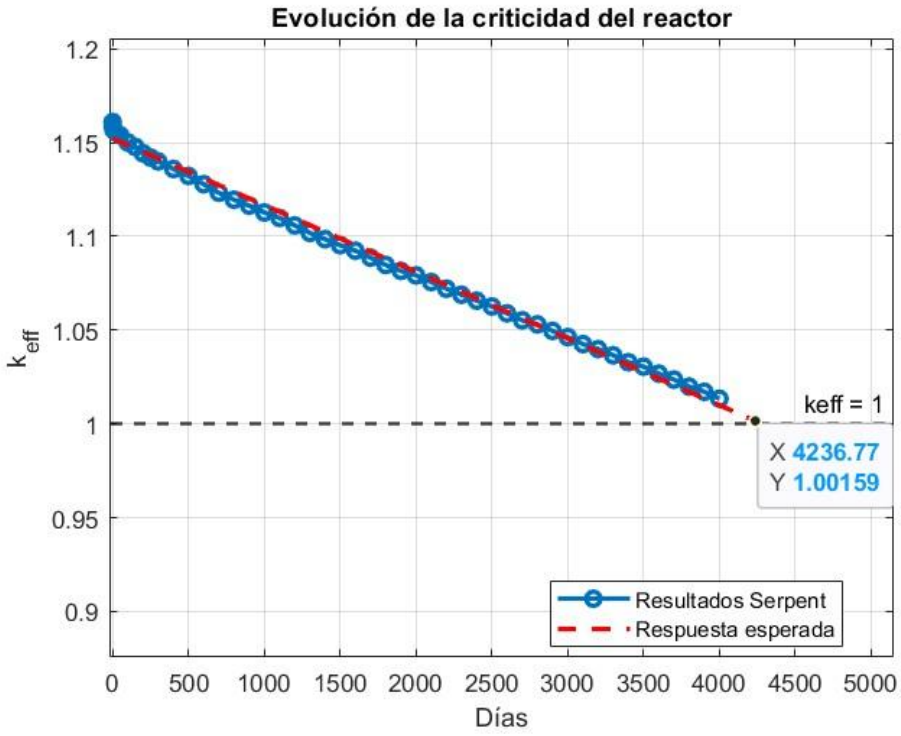


Figura 2.13. Vida útil esperada.

Con el fin de estimar el comportamiento del reactor a largo plazo, se aplicó un ajuste mediante el método de mínimos cuadrados a los valores obtenidos de k_{eff} en función del tiempo.

El ajuste lineal resultante presenta una pendiente de $-3.5548x10^{-5}[dia^{-1}]$ y una derivada al origen de 1.1522, lo que describe la disminución progresiva de la reactividad del sistema debido al quemado del combustible.

A partir de esta aproximación, se estima que el reactor alcanza la condición subcrítica ($k_{eff} = 1$) aproximadamente a los 4326 días de operación (11.6 años). Cabe destacar que esta estimación se basa en una aproximación lineal, por lo que el comportamiento real puede presentar ligeras desviaciones debido a efectos no lineales del quemado.

Este resultado, sumado a el factor de multiplicación efectiva de 1.0134 en 4000 días simulados, indica que el sistema es capaz de sostener la reacción en cadena durante los diez años, proporcionando incluso un margen adicional respecto al tiempo de operación objetivo.

2.4.5. Coeficiente Doppler.

Con el objetivo de evaluar la respuesta del reactor ante variaciones de temperatura, se analizó el efecto Doppler en el combustible mediante la variación de la temperatura y su impacto en el factor de multiplicación efectiva.

El efecto Doppler consiste en el ensanchamiento de las resonancias de absorción en núcleos no fisiles al aumentar la temperatura, lo que incrementa la probabilidad de captura neutrónica y, en consecuencia, reduce la reactividad del sistema. Este fenómeno constituye uno de los principales mecanismos de retroalimentación negativa en reactores nucleares.

Para su evaluación, se realizaron simulaciones a dos temperaturas del combustible, manteniendo constantes el resto de los parámetros del sistema. A una temperatura de 1200 [K] se obtuvo un valor de $k_{eff} = 1.16057 \pm 0.00053$, mientras que a 1500 [K] se obtuvo $k_{eff} = 1.15757 \pm 0.00053$.

La variación del factor de multiplicación efectiva se determina como:

$$\Delta k_{eff} = 1.15757 - 1.16057 = -0.003 \quad (2.5)$$

Considerando un incremento de temperatura de:

$$\Delta T = 300\ [K]$$

A partir de estos valores, el coeficiente Doppler se estima como:

$$\alpha_f = \frac{\Delta k_{eff}}{\Delta T} = -1x10^{-5}[K^{-1}] \quad (2.6)$$

El valor negativo obtenido confirma que el sistema presenta una respuesta de retroalimentación negativa ante incrementos de temperatura.

Este comportamiento implica que, al aumentar la temperatura del combustible, la reactividad disminuye de forma natural, contribuyendo a la estabilidad del reactor.

Desde el punto de vista de seguridad, este efecto es particularmente relevante, ya que actúa como un mecanismo pasivo que tiende a contrarrestar incrementos de potencia no deseados. En este sentido, el resultado obtenido indica que el diseño propuesto incorpora características de seguridad intrínseca, lo cual es especialmente importante en aplicaciones espaciales dónde la intervención activa es limitada.

Cabe destacar que el valor obtenido corresponde a una aproximación basada en dos puntos de temperatura, por lo que el comportamiento real puede presentar ligeras desviaciones no lineales; sin embargo, la tendencia observada es clara y consistente con la física del sistema.

2.4.6. Análisis del sistema de control de reactividad.

Para evaluar la capacidad de control del sistema, se realizó un barrido en la posición axial del anillo de carburo de boro, variando su grado de inserción dentro del núcleo activo. Para cada posición se calculó el factor de multiplicación efectiva, obteniendo la relación entre la reactividad del sistema y la posición del elemento de control.

En la Figura 2.14 se muestra la variación de k_{eff} en función de la altura de inserción del anillo de control.

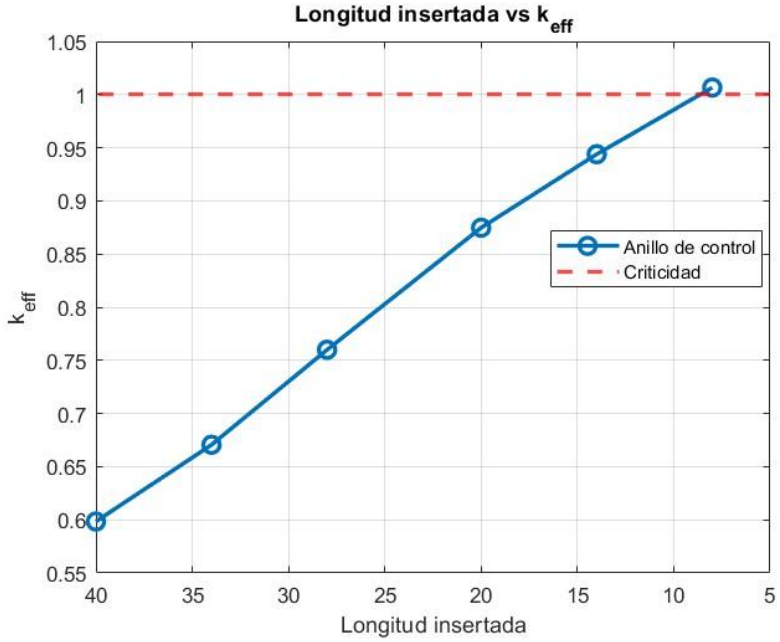


Figura 2.14. Variación de k_{eff} en función de la posición del anillo de control.

Las simulaciones fueron realizadas en condiciones de núcleo frío y sin presencia de venenos neutrónicos, despreciando efectos de retroalimentación térmica como el ensanchamiento Doppler y la expansión térmica de materiales. Esta condición representa el caso más reactivo del sistema, por lo que los resultados obtenidos constituyen una evaluación conservadora de la efectividad del mecanismo de control.

La ausencia de venenos neutrónicos, particularmente productos de fisión con alta sección eficaz de absorción como el xenón-135 y el samario-149, elimina efectos de envenenamiento que reducirían la reactividad en operación.

Se observa una tendencia creciente del factor de multiplicación efectiva conforme el anillo es retirado del núcleo, lo cual es consistente con la disminución de la absorción neutrónica introducida por el carburo de boro.

Para posiciones cercanas a la inserción total, el reactor se mantiene en condición subcrítica, mientras que, al reducir la longitud insertada, el valor de k_{eff} incrementa progresivamente.

El análisis muestra que el sistema alcanza la condición crítica cuando aproximadamente 8 [cm] del anillo permanecen insertados dentro de la región activa, como se muestra en la Figura 2.15.

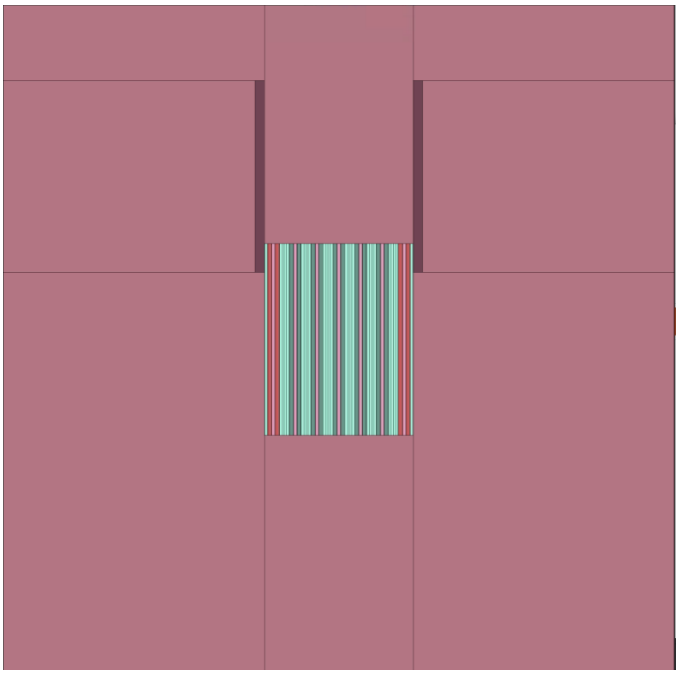


Figura 2.15. Posición crítica del anillo de control.

Este comportamiento indica que el control de la reactividad está fuertemente influenciado por la absorción periférica, dónde el flujo neutrónico aún presenta valores significativos.

La reducción de esta absorción permite un aumento en la población neutrónica efectiva, facilitando el sostenimiento de la reacción de fisión en cadena.

Desde el punto de vista operativo, este resultado demuestra que el sistema de control propuesto permite regular la reactividad del reactor de manera efectiva, proporcionando un margen adecuado para el arranque y apagado del sistema.

Finalmente, el análisis confirma que el anillo de control no solo es capaz de llevar al reactor a un estado subcrítico, sino también modular la reactividad de forma controlada, lo que resulta fundamental para su operación segura.

2.5. Conclusiones.

El diseño neutrónico desarrollado integra los principios fundamentales de la física de reactores para cumplir con los objetivos planteados por el microrreactor propuesto.

Se logró un factor de multiplicación efectiva adecuado, capaz de sostener la reacción en cadena durante un periodo de diez años de operación continua, con un margen adicional superior a un año, mediante regresión lineal, y como una tolerancia asociada a la incertidumbre estadística inherente al resultado obtenido con Serpent.

La obtención de este comportamiento fue resultado de un proceso iterativo de diseño, en el que el tamaño del reflector de óxido de berilio y la distribución del enriquecimiento del combustible jugaron un papel determinante. En particular, la optimización del enriquecimiento permitió reducir los picos de potencia identificados en configuraciones iniciales, dando lugar a una distribución más homogénea y controlada dentro del núcleo.

Desde el punto de vista de diseño, se evaluaron configuraciones alternativas orientadas a reducir la masa del sistema, como la incorporación de un reflector externo adicional de carburo de zirconio. Sin embargo, estas configuraciones resultaron en un aumento de la fuga neutrónica y una disminución de la reactividad, evidenciando que su implementación requeriría compromisos adicionales en enriquecimiento o dimensiones del núcleo. Por ello, se seleccionó el reflector de óxido de berilio como la opción más adecuada en términos de desempeño neutrónico.

Adicionalmente, el análisis del coeficiente Doppler confirmó la presencia de retroalimentación negativa ante incrementos de temperatura, lo que indica que el sistema posee características de seguridad intrínseca relevantes para su operación estable.

Por otra parte, se evaluó el desempeño del sistema de control de reactividad mediante el análisis de la inserción del anillo de carburo de boro.

Los resultados muestran que el reactor alcanza la condición crítica cuando aproximadamente 8 [cm] del anillo permanecen insertados en la región activa , evidenciando una adecuada sensibilidad del sistema ante variaciones en la absorción neutrónica.

Este comportamiento confirma que el mecanismo propuesto permite no solo el apagado efectivo del reactor, sino también un control progresivo de la reactividad, determinante para su operación segura.

Si bien el modelo neutrónico presenta simplificaciones, como la ausencia de un acoplamiento termo-neutrónico completo, los resultados obtenidos son consistentes en el comportamiento físico esperado.

Globalmente, este capítulo establece las bases del comportamiento neutrónico del microrreactor, proporcionando los parámetros necesarios para los análisis térmico y termo-mecánico posteriores, y validad la viabilidad del diseño desde el punto de vista de criticidad, distribución de potencia y seguridad inherente.

Capítulo 3
Análisis Térmico.

3.1. Introducción.

El diseño del microrreactor no se limita a garantizar la criticidad del sistema, sino también su viabilidad térmica bajo condiciones de operación nominal. El desempeño térmico constituye uno de los aspectos fundamentales para garantizar su viabilidad operativa, ya que la energía generada en el núcleo debe ser evacuada de manera eficiente para evitar condiciones de sobrecalentamiento que comprometan la integridad del combustible y de las estructuras circundantes.

En el diseño propuesto, la remoción de calor se realiza mediante un sistema pasivo basado en tubos de calor -*heat pipes* (HPs)-, los cuales permiten transportar grandes cantidades de energía con gradientes de temperatura relativamente bajos, aprovechando los procesos de cambio de fase del fluido de trabajo. Esta característica los convierte en una solución adecuada para aplicaciones espaciales, donde la confiabilidad y ausencia de partes móviles son requisitos esenciales.

El presente capítulo desarrolla un análisis térmico integral del sistema, estructurado de manera progresiva. En una primera etapa, se modela el comportamiento térmico de los HPs mediante un modelo basado en resistencias térmicas equivalentes, lo que permite identificar los mecanismos dominantes de transferencia de calor y cuantificar su impacto en la caída de temperatura que describe el comportamiento térmico en las regiones de evaporación, transporte y condensación.

En una segunda etapa, este modelo se acopla con la distribución de potencia obtenida del análisis neutrónico, transformando cada elemento combustible en una fuente de generación volumétrica. A partir de esta representación, se resuelve el problema de conducción en el combustible y se modela la transferencia de calor hacia los HPs, considerando los efectos de conducción en el grafito estructural y las resistencias térmicas de contacto.

Finalmente, la integración de estos modelos permite obtener la distribución térmica del núcleo completo, estimar las temperaturas máximas de operación y evaluar los gradientes térmicos presentes en el sistema, proporcionando una base sólida para el análisis de la viabilidad térmica del diseño propuesto.

3.2. Configuración física del sistema de remoción de calor.

La elección de HPs como sistema de remoción de calor responde a la necesidad de contar con un mecanismo pasivo, confiable y capaz de operar bajo condiciones extremas, características necesarias para el objetivo de uso espacial.

Un HP es un dispositivo térmico cerrado que permite transferir calor mediante la evaporación y condensación de un fluido de trabajo contenido en su interior. Su estructura está compuesta por un contenedor metálico sellado, típicamente fabricado en acero inoxidable, que alberga un fluido en equilibrio bifásico y una estructura porosa interna conocida como wick. Esta última cumple la función de retornar el líquido condensado hacia la región de evaporación mediante acción capilar, asegurando la continuidad del ciclo.

Desde el punto de vista funcional, el dispositivo se divide en tres regiones axiales. En el evaporador, el calor generado en el núcleo se transfiere hacia el HP, provocando la vaporización del fluido de trabajo. El vapor generado se desplaza hacia la sección adiabática, donde el transporte de energía ocurre predominantemente en dirección axial. Finalmente, en el condensador, el vapor libera su calor latente al medio externo al condensarse, dando lugar al retorno del líquido hacia el evaporador a través del wick.

La transferencia de calor dentro del HP no ocurre de manera uniforme, sino que involucra distintos mecanismos a través de sus componentes. En dirección radial, el calor debe atravesar la pared del contenedor, posteriormente la estructura porosa saturada de líquido, y finalmente alcanzar la interfaz líquido-vapor donde tiene lugar el cambio de fase. En dirección axial, el transporte de energía está dominado por el flujo de vapor, el cual se encuentra sujeto a pérdidas de presión asociadas a efectos viscosos.

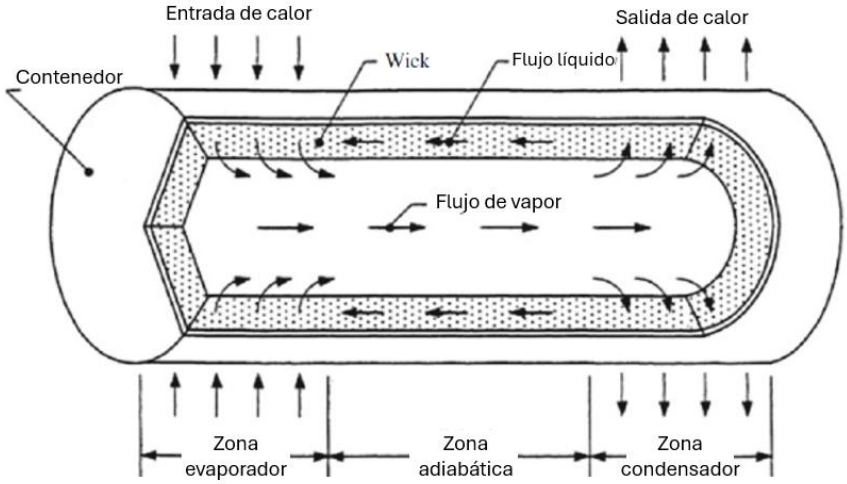


Figura 3.1. Diseño típico de un HP.

La Figura 3.1 presenta un esquema del HP considerado en este trabajo, donde se identifican tanto las regiones funcionales como los elementos estructurales involucrados en la transferencia de calor. Esta representación física constituye la base para el desarrollo del modelo térmico, permitiendo establecer una correspondencia directa entre los fenómenos de transferencia de calor y su formulación matemática.

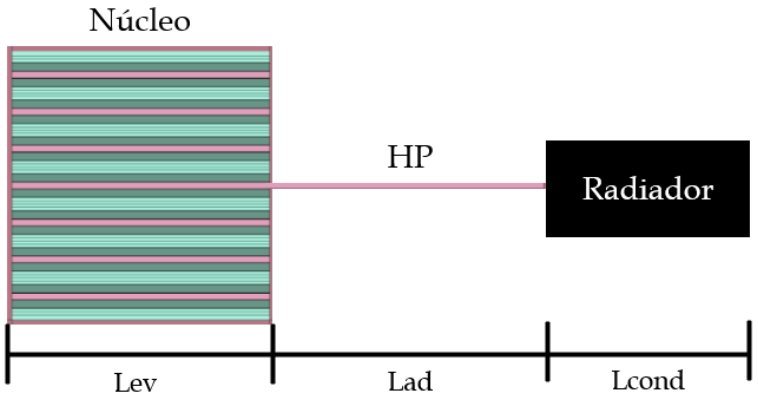


Figura 3.2. Esquema configuración HP del diseño.

La Figura 3.2 presenta el esquema del HP empleado en este trabajo, donde se identifican las regiones de evaporación, transporte y condensación. En el diseño propuesto, la longitud de la sección adiabática está determinada principalmente por restricciones geométricas y nucleares. Dado que el núcleo activo se encuentra axialmente rodeado por el reflector, el condensador no puede ubicarse dentro de estas regiones ni en zonas de alto flujo neutrónico. Se establece la condición siguiente:

$$L_a \geq L_{\text{reflector axial superior}} \tag{3.1}$$

Para el presente caso, esto conduce a:

$$L_a \geq 1.35 \text{ [m]}$$

Lo que asegura la separación adecuada entre la región de generación de calor y el sistema de rechazo térmico.

Por otra parte, el condensador debe ser capaz de rechazar la totalidad de la potencia transportada por el HP, garantizando al mismo tiempo un nivel de temperatura que permita mantener el gradiente térmico necesario para el funcionamiento del dispositivo. Este requerimiento puede expresarse como:

$$Q_{HP} = h_c A_c \Delta T_c \tag{3.2}$$

Donde h_c es el coeficiente de transferencia de calor por convección, y el área de transferencia en el condensador se define como:

$$A_c = 2\pi r_o L_c \tag{3.3}$$

A partir de estas expresiones, es posible estimar la longitud requerida del condensador:

$$L_c = \frac{Q_{HP}}{2\pi r_o h_c \Delta T_c} \tag{3.4}$$

Lo que proporciona un criterio directo de dimensionamiento en función de la potencia a disipar y de las condiciones de transferencia de calor.

Adicionalmente, en el diseño de HPs para aplicaciones nucleares, es común emplear relaciones empíricas entre las longitudes de las distintas secciones. En particular, la longitud de la región adiabática suele encontrarse en el rango:

$$L_a \approx (2\text{–}4)\, L_e \tag{3.5}$$

En concordancia con este criterio, al adaptar una longitud adiabática del orden de $L_a \sim 1.5$ [m], se obtiene una longitud de evaporador del orden de $L_e \sim 0.4$ [m], lo cual resulta consistente con las restricciones geométricas y operativas del diseño propuesto.

3.3. Fundamentos de transferencia de calor aplicados al sistema.

Una vez establecida la configuración física del sistema de remoción de calor, es posible formular el problema térmico del microrreactor a parir de los mecanismos fundamentales de transferencia de calor que gobiernan el comportamiento del conjunto núcleo-HP.

La energía generada en el combustible, resultado de las reacciones de fisión previamente determinadas mediante el análisis neutrónico, se modela como una fuente de generación volumétrica. Bajo condiciones de estado estacionario, esta energía debe ser conducida desde el interior del combustible hacia su superficie y posteriormente transferida a los HPs, los cuales actúan como elementos de extracción térmica distribuidos dentro del núcleo.

El transporte de calor en el combustible y en los materiales estructurales circundantes se describe mediante conducción térmica. De acuerdo con la ley de Fourier, el flujo de calor es proporcional al gradiente de temperatura, lo que establece una relación directa entre la distribución térmica y las propiedades del material, particularmente su conductividad térmica. En regiones donde la generación volumétrica es significativa, esta relación se traduce en perfiles de temperatura no lineales, con máximos localizados en el interior del combustible.

El análisis térmico del microrreactor puede abordarse mediante una formulación basada en analogías físicas que permiten representar de manera simplificada los mecanismos de transferencia de calor.

El método de resistencias térmicas constituye una herramienta eficaz para modelar sistemas complejos, al establecer una correspondencia directa entre el flujo de calor y la diferencia de temperatura, de forma análoga al comportamiento de un circuito eléctrico.

Bajo esta analogía, el flujo de calor se interpreta como equivalente a la corriente eléctrica, mientras que la diferencia de temperatura desempeña el papel del potencial. La oposición al transporte de energía se modela mediante una resistencia térmica, cuya magnitud depende de las propiedades del material, la geometría del sistema y el mecanismo de transferencia involucrada. Esta relación puede expresarse como:

$$Q = \frac{\Delta T}{R_{th}} \tag{3.6}$$

Donde Q representa la tasa de transferencia de calor, ΔT la diferencia de temperatura entre dos puntos y R_{th} la resistencia térmica asociada.

La utilidad del modelo radica en la posibilidad de representar sistemas térmicos complejos como redes de resistencias equivalentes, combinadas en serie o en paralelo según la trayectoria del flujo de calor. Esta formulación permite reducir el problema a la resolución de ecuaciones algebraicas, evitando la necesidad de recurrir a modelos tridimensionales de alta complejidad computacional, sin perder la capacidad de capturar los fenómenos dominantes del sistema, como lo demuestra Rodríguez Garrido (2025).

Para el microrreactor, esta aproximación resulta adecuada debido a la naturaleza predominantemente radial de la conducción en los elementos combustibles y en los HPs. La geometría cilíndrica de estos componentes permite expresar las resistencias térmicas de forma analítica, facilitando la construcción del modelo global.

Para el caso de conducción radial en un medio cilíndrico, la resistencia térmica se define como:

$$R_{Radial} = \frac{In\left(\frac{r_{ext}}{r_{int}}\right)}{2\pi Lk} \tag{3.7}$$

Donde r_{int} y r_{ext} corresponden a los radios interno y externo, L es la longitud del elemento y k la conductividad térmica del material.

A partir de esta expresión, el flujo de calor radial puede escribirse como:

$$Q_r = \frac{T_{int} - T_{ext}}{R_{radial}} \quad (3.8)$$

Lo que permite relacionar directamente la caída de temperatura con la resistencia térmica del medio.

En dirección axial, cuando el transporte de calor se produce a lo largo de un sólido, la resistencia térmica se expresa como:

$$R_{Axial} = \frac{L}{kA} \quad (3.9)$$

Siendo A el área transversal del flujo de calor. En este caso, la tasa de transferencia de calor se obtiene mediante:

$$Q_z = \frac{T_{inicio} - T_{fin}}{R_{axial}} \quad (3.10)$$

Estas expresiones permiten describir tanto la conducción en los elementos combustibles como el transporte de energía a lo largo de componentes estructurales.

En aquellos casos donde existe intercambio de calor entre una superficie sólida y un fluido, el mecanismo dominante puede representarse mediante una resistencia convectiva definida como:

$$R_{conv} = \frac{1}{hA} \quad (3.11)$$

Donde h es el coeficiente de transferencia de calor por convección. Aunque este mecanismo no constituye el principal modo de transferencia dentro del HP, resulta útil para representar condiciones de frontera externas o procesos de disipación térmica en el sistema.

Aplicado al caso de los HPs, el método de resistencias térmicas permite descomponer el proceso de transferencia de calor en contribuciones asociadas a cada región física del dispositivo. La conducción a través de la pared y del wick se modela mediante resistencias radiales, mientras que el transporte de energía en la fase de vapor puede representarse mediante una resistencia efectiva asociada a las pérdidas de presión en el flujo. De manera complementaria, las interfaces entre fases pueden introducir resistencias adicionales, cuya relevancia depende de las condiciones de operación.

3.4. Modelo térmico del HP basado en resistencias.

3.4.1. Descripción del modelo y condiciones de operación.

Para la implementación del modelo térmico del HP, se consideran tanto las características geométricas del dispositivo como las propiedades termo-físicas de los materiales y las condiciones de operación del microrreactor.

El sistema analizado corresponde a un conjunto de HPs dispuestos en orientación vertical e integrados en el núcleo del microrreactor, el cual opera a una potencia térmica total de 50 [kW], distribuida entre 79 dispositivos, lo que permite definir la potencia transportada por cada HP como:

$$Q_{HP} = \frac{Q_{tot}}{N_{HP}} \tag{3.12}$$

Lo que conduce a un valor aproximado de $Q_{HP} = 633\ [W]$ por dispositivo.

El fluido de trabajo seleccionado es sodio, debido a su alta conductividad térmica y comportamiento ideal en el rango de temperaturas de operación considerado. El contenedor del HP se modela como acero inoxidable tipo SS316, mientras que el wick se caracteriza mediante una estructura con una porosidad representativa de $\epsilon \approx 0.8$, como se reporta en Morones García (2023).

Las dimensiones principales del dispositivo incluyen un radio exterior de 0.54 [cm], un radio interno de 0.4815 [cm], una longitud de evaporador de 0.4 [m], una sección adiabática de 1.2 [m] y un condensador de 0.3 [m]. Estas dimensiones van de acuerdo con los criterios de diseño establecidos previamente, considerando tanto restricciones geométricas como requerimientos de transferencia de calor.

El proceso de disipación térmica en el condensador se modela mediante un coeficiente efectivo de transferencia de calor, asociado al sistema de rechazo, cuya temperatura de referencia se fija en 870 [K]. Esta condición establece el nivel térmico del sumidero y define el gradiente de temperatura disponible para el transporte de calor a lo largo del HP.

Los parámetros geométricos, propiedades del material y condiciones de operación considerados en el modelo se resumen en la Tabla 3.1.

Tabla 3.1. Características generales.

Región/Propiedad	Caracterización
Potencia por HP [W]	633
Fluido de trabajo	Sodio
Rango de temperatura de operación [K]	773-1473
Presión máxima del vapor [Pa]	$2.79x10^{5}$
Material del contenedor	SS316
Coeficiente de porosidad del wick	0.7-0.8
Radio exterior del HP [m]	$5.4x10^{-3}$
Radio interior del HP [m]	$4.815x10^{-3}$
Longitud del evaporador [m]	0.4
Longitud región adiabática [m]	1.2
Longitud del condensador [m]	0.3

A partir de estos parámetros, se construye un modelo térmico basado en resistencias equivalentes que permite estimar la distribución de temperatura a lo largo del dispositivo, así como evaluar la contribución de cada mecanismo de transferencia de calor en el desempeño global del sistema.

3.4.2. Formulación de resistencias térmicas.

El comportamiento térmico del HP se representa mediante la construcción de un circuito térmico equivalente, con una red de resistencias térmicas equivalentes que modela los distintos mecanismos de transferencia de calor presentes en el dispositivo.

La Figura 3.3. muestra el circuito térmico equivalente considerado en esta sección. En él se incluyen las contribuciones correspondientes a la conducción en la pared del contenedor, la conducción a través del wick y el transporte de energía en la columna de vapor, así como las resistencias asociadas a las interfaces de cambio de fase.

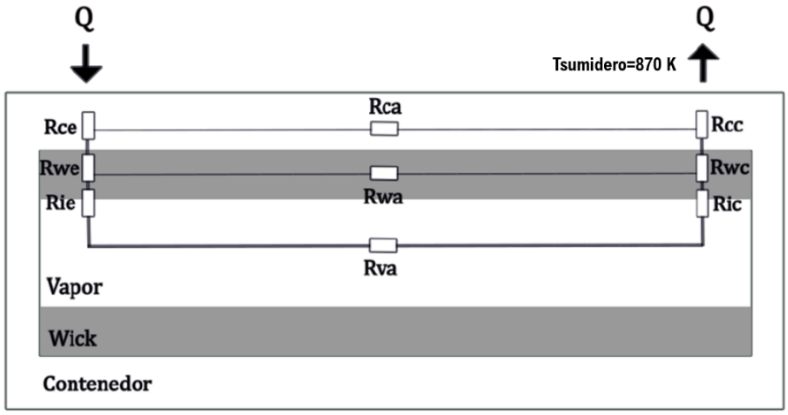


Figura 3.3. Esquema circuito térmico equivalente a HP.

La Tabla 3.2 resume la notación empleada para cada una de las resistencias mostradas en el esquema, así como su descripción física.

Tabla 3.2. Resistencias térmicas circuito HP.

Resistencia térmica	Descripción
R_{ca}	Axial efectiva de la pared del contenedor
R_{cc}	Radial de pared del condensador
R_{ce}	Radial de pared del evaporador
R_{ic}	Interfaz wick-vapor en condensador
R_{ie}	Interfaz wick-vapor en evaporador
R_{va}	Columna de vapor
R_{wa}	Axial efectiva del wick
R_{wc}	Radial del wick en condensador
R_{we}	Radial del wick en evaporador

3.4.3. Resistencias térmicas radiales.

El flujo de calor desde el exterior del HP hacia la columna de vapor atraviesa dos medios principales: la pared del contenedor y la estructura porosa del wick. Este proceso se modela mediante resistencias térmicas radiales definidas para las regiones de evaporador y condensador.

Para un medio cilíndrico, la resistencia térmica radial se expresa como:

$$R_{ij}^{radial} = \frac{In\left(\frac{r_{ext}}{r_{int}}\right)}{2\pi L_j k_i} \tag{3.13}$$

Aplicando esta formulación, se definen las siguientes resistencias:

- **Pared del evaporador:**

$$R_{ce} = \frac{\ln\left(\frac{r_o}{r_i}\right)}{2\pi L_e k_c} \tag{3.14}$$

- **Wick del evaporador:**

$$R_{we} = \frac{\ln\left(\frac{r_i}{r_v}\right)}{2\pi L_e k_{wick}} \tag{3.15}$$

- **Pared del condensador:**

$$R_{cc} = \frac{\ln\left(\frac{r_o}{r_i}\right)}{2\pi L_c k_c} \tag{3.16}$$

- **Wick del condensador:**

$$R_{wc} = \frac{\ln\left(\frac{r_i}{r_v}\right)}{2\pi L_c k_{wick}} \tag{3.17}$$

Donde r_0, r_i y r_v corresponde al radio exterior, radio interior y radio de la columna de vapor, respectivamente; L_e y L_c son las longitudes de evaporador y del condensador; k_c es la conductividad térmica del contenedor y k_{wick} la conductividad efectiva del wick.

Estas resistencias representan la oposición al flujo de calor en dirección radial, constituyendo una parte principal de la caída de temperatura entre el núcleo y la región de vapor.

3.4.4. Resistencias térmicas axiales.

Además de la conducción radial, el modelo completo del HP considera transporte de calor en dirección axial a través de la pared del contenedor y la estructura del wick. La expresión de estas contribuciones para una geometría cilíndrica anular puede escribirse como:

$$R_{ij}^{axial} = \frac{L_j}{\pi k_i (r_{ext}^2 - r_{int}^2)} \tag{3.18}$$

Donde r_{ext} y r_{int} corresponden a los radios externo e interno de la selección considerada, L_j es la longitud de la región axial (evaporador, adiabática o condensador), y k_i la conductividad térmica del material.

El subíndice i identifica el medio de conducción, correspondiente al contenedor (c) o al wick (w), mientras que el subíndice j denota la región del HP: evaporador (e), sección adiabática (a) o condensador (c).

Las resistencias R_{ca} y R_{wa} representan la conducción axial efectiva en la pared y en el wick, respectivamente, y forman parte de la red térmica completa del dispositivo.

3.4.5. Resistencia térmica axial del vapor.

El transporte de energía a lo largo del HP se realiza principalmente mediante el flujo de vapor desde el evaporador hacia el condensador. A pesar de la alta eficiencia de este mecanismo, el flujo experimenta pérdidas de presión asociadas a efectos viscosos, lo que se traduce en una caída de temperatura efectiva.

Esta contribución se modela mediante una resistencia térmica axial equivalente definida como:

$$\mathrm{R_{va}} = \frac{T_v}{h_{fg}\rho_v}\frac{\Delta P_v}{Q_{HP}} \tag{3.19}$$

Donde T_v es la temperatura de vapor, h_{fg} la entalpía de vaporización, ρ_v la densidad del vapor ΔP_v la pérdida de presión en la columna de vapor y Q_{HP} la potencia transportada por el HP.

La pérdida de presión se estima mediante la ecuación de Darcy-Weisbach:

$$\Delta P_v = f\frac{\dot{m} L_{HP}}{2A_v^2 \rho_v D_v} \tag{3.20}$$

Donde f es el factor de fricción, $\dot{m}$ el caudal másico de vapor, L_{HP} la longitud total del HP, A_v el área de la sección transversal del canal de vapor y D_v su diámetro hidráulico.

El régimen de flujo se caracteriza mediante el número de Reynolds:

$$Re = \frac{D_v \dot{m}}{A_v \mu_v} \tag{3.21}$$

El factor de fricción de Darcy se emplea para estimar las pérdidas de presión por fricción en el flujo interno de la columna de vapor, dependiendo del número de Reynolds y de la rugosidad relativa del conducto. Para flujo laminar se utilizó la solución analítica exacta derivada de Navier–Stokes para flujo completamente desarrollado en tubería, mientras que para flujo turbulento se adoptó una correlación explícita basada en la ecuación de Colebrook–White, como sigue:

$$f = \begin{cases} \frac{64}{Re} & si\ Re < 2300 \\ \frac{1}{\sqrt{f}} = -1.8 \log\left(\frac{6.9}{Re} + \left(\frac{\epsilon_r}{3.7}\right)^{1.11}\right) & si\ Re > 2300 \end{cases} \tag{3.22}$$

Finalmente, el caudal másico de vapor se relaciona con la potencia transportada mediante:

$$\dot{m}_v = -\dot{m}_v = \frac{Q_{HP}}{h_{fq}} \tag{3.23}$$

3.4.6. Resistencias en la interfaz líquido-vapor.

En las regiones de evaporación y condensación, el calor se transfiere mediante procesos de cambio de fase en la interfaz líquido-vapor. En principio, estos fenómenos pueden representarse mediante resistencias térmicas adicionales, R_{ie} y R_{ic}, asociadas al evaporador y al contenedor, respectivamente.

3.4.7. Red térmica completa del HP.

A partir de las contribuciones previamente definidas, el comportamiento térmico del HP puede representarse mediante una red de resistencias térmicas equivalentes que integra los mecanismos de conducción en medios sólidos, transporte en la fase de vapor y procesos de cambio de fase.

En este modelo, la transferencia de calor desde el evaporador hasta el condensador se modela como una combinación de resistencias en serie y en paralelo. En dirección radial, el calor atraviesa la pared del contenedor y la estructura del wick, mientras que en dirección axial puede transportarse tanto por conducción en los sólidos como por flujo de vapor.

Las resistencias axiales en la pared (R_{ca}) y en el wick (R_{wa}) se encuentran en paralelo con la resistencia asociada al transporte de energía en la columna de vapor (R_{va}), dado que representan trayectorias alternativas para el flujo de calor entre el evaporador y el condensador.

Por su parte, las resistencias radiales en el evaporador (R_{ce}, R_{we}) y en el condensador (R_{wc}, R_{cc}) se disponen en serie con los mecanismos axiales, ya que el calor debe necesariamente atravesar estas regiones para alcanzar la fase de vapor y posteriormente ser disipado.

De forma adicional, las resistencias asociadas a la interfaz líquido-vapor (R_{ie}, R_{ic}) pueden incorporarse en la formulación general para representar los procesos de evaporación y condensación.

De manera integral, esta red térmica constituye una representación completa del sistema, a partir de la cual es posible evaluar la contribución de cada mecanismo de transferencia de calor. No obstante, con el fin de simplificar el análisis y destacar los fenómenos dominantes, en la siguiente sección se introducen una serie de aproximaciones que permiten reducir la complejidad del modelo.

3.5. Propiedades efectivas del wick.

La estructura del wick consiste en un medio poroso compuesto por una matriz sólida metálica, en este caso acero inoxidable, y el fluido de trabajo en estado líquido. Debido a su porosidad, esta estructura permite tanto el almacenamiento como el transporte capilar del fluido, desempeñando un papel fundamental en el funcionamiento del HP.

Desde el punto de vista térmico, el wick no puede modelarse como un material homogéneo simple, ya que su conductividad efectiva depende de la interacción entre la fase sólida y la fase liquida. En consecuencia, la conductividad térmica efectiva del wick se sitúa entre la del material base y la del fluido contenido en sus poros.

Bajo la suposición de que el fluido en el wick permanece en reposo (lo cual resulta razonable debido a las bajas velocidades asociadas al flujo capilar), es posible estimar la conductividad térmica efectiva mediante correlaciones de medios porosos.

El wick se fabrica típicamente mediante procesos de sinterización, en los cuales, partículas metálicas se compactan y se someten a altas temperaturas para formar una estructura porosa con propiedades capilares controladas. Para estructuras de este tipo, se adopta la siguiente expresión:

$$k_{wick} = k_m \frac{2+\frac{k_L}{k_m}-2\epsilon\left(1-\frac{k_L}{k_m}\right)}{2+\frac{k_L}{k_m}-\epsilon\left(1-\frac{k_L}{k_m}\right)} \tag{3.24}$$

Donde k_m corresponde a la conductividad térmica del material metálico, k_L a la del fluido en fase líquida, y ϵ representa la porosidad del wick, definida como la fracción de volumen ocupada por el fluido.

Esta propiedad efectiva se emplea directamente en el cálculo de las resistencias térmicas radiales del wick en las regiones de evaporador y condensador, influyendo de manera significativa en la caída de temperatura entre la pared del contenedor y la interfaz líquido-vapor.

3.6. Simplificaciones del modelo.

El modelo térmico desarrollado considera inicialmente todas las contribuciones relevantes al transporte de calor dentro del HP. No obstante, con el objetivo de obtener una representación de primer orden que capture los fenómenos dominantes, se introducen una serie de simplificaciones basadas en consideraciones físicas.

En primer lugar, las resistencias térmicas axiales asociadas a la conducción en la pared del contenedor (R_{ca}) y en la estructura del wick (R_{wa}) se encuentran en paralelo con la resistencia correspondiente al transporte de energía en la fase de vapor (R_{va}).

Dado que el mecanismo dominante de transferencia en el HP es el flujo de vapor impulsado por cambio de fase, la contribución de la conducción axial en medios sólidos resulta significativamente menor. En consecuencia, estas resistencias pueden despreciarse si afectar de manera significativa la precisión del modelo:

$$R_{ca} \approx 0, \quad R_{wa} \approx 0$$

Por otra parte, en las regiones de evaporación y condensación, el calor se transfiere mediante procesos de cambio de fase en la interfaz líquido-vapor. Estos procesos pueden representarse mediante resistencias térmicas adicionales, R_{ie} y R_{ic}, asociadas al evaporado y al condensador, respectivamente.

Sin embargo, bajo condiciones de operación cercanas al equilibrio de saturación, la transferencia de calor ocurre con diferencias de temperatura muy pequeñas a nivel local, lo que permite establecer la aproximación:

$$\Delta T_{evap-cond} \approx 0 \text{ (localmente)}$$

Como consecuencia, y considerando que el modelo busca capturar el comportamiento global del dispositivo sin sobrerrepresentar efectos secundarios, estas resistencias pueden considerarse despreciables:

$$R_{ie} \approx 0, \quad R_{ic} \approx 0$$

Bajo estas consideraciones, el circuito térmico del HP se reduce a las contribuciones dominantes asociadas a la conducción radial en la pared y el wick, así como al transporte de energía en fase de vapor.

3.7. Modelo térmico simplificado del HP.

A partir de las simplificaciones introducidas en la sección anterior, el modelo térmico del HP se reduce a las contribuciones dominantes asociadas a la conducción radial en la pared del contenedor y en la estructura del wick, así como el transporte de energía en la fase de vapor.

Bajo estas consideraciones, el comportamiento térmico del dispositivo puede representarse mediante el circuito térmico simplificado mostrado en la Figura 3.4, en el cual se conservan únicamente las resistencias que capturan los mecanismos principales de transferencia de calor.

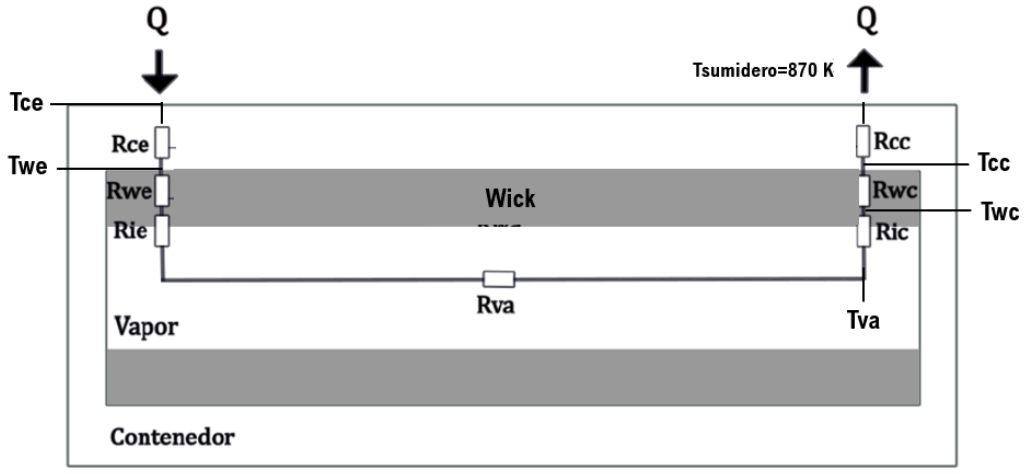


Figura 3.4. Circuito térmico HP simplificado.

3.7.1. Resistencia térmica total.

En este modelo reducido, la resistencia térmica total del HP se expresa como la suma de las resistencias en serie:

$$R_{Tot} = R_{ce} + R_{we} + R_{va} + R_{wc} + R_{cc} \tag{3.25}$$

Donde cada término representa, respectivamente, la conducción radial en la pared y el wick en el evaporador, el transporte axial en la columna de vapor, y la conducción radial en el wick y la pared en el condensador.

A partir de esta resistencia equivalente, la caída de temperatura total a lo largo del HP se determina mediante:

$$\Delta T_{HP} = Q_{HP} \cdot R_{Tot} \tag{3.26}$$

Lo que permite relacionar directamente la potencia transportada con el gradiente térmico entre el evaporador y el sumidero.

3.7.2. Definición de temperaturas nodales.

Con el objetivo de analizar la distribución de temperaturas a lo largo del HP, se definen una serie de nodos térmicos asociados a las distintas resistencias del circuito. Estos nodos permiten identificar la caída de temperatura en cada región del dispositivo.

Partiendo de la temperatura del sumidero térmico T_{sink}, las temperaturas se obtienen de manera progresiva como:

$$\Delta T_{HP} = Q_{HP} \cdot R_i \tag{3.27}$$

Con la siguiente secuencia de temperaturas:

$$T_{cc} = T_{sink} + Q_{HP} \cdot R_{cc} \tag{3.28}$$

$$T_{wc} = T_{cc} + Q_{HP} \cdot R_{wc} \tag{3.29}$$

$$T_{va} = T_{wc} + Q_{HP} \cdot R_{va} \tag{3.30}$$

$$T_{we} = T_{va} + Q_{HP} \cdot R_{we} \tag{3.31}$$

$$T_{ce} = T_{we} + Q_{HP} \cdot R_{ce} \tag{3.32}$$

Estas temperaturas corresponden a puntos representativos dentro del HP, desde el condensador hasta el evaporador, permitiendo reconstruir el perfil térmico del dispositivo.

3.7.3. Interpretación física del modelo.

La formulación anterior permite identificar de manera directa la contribución de cada mecanismo de transferencia de calor a la caída de temperatura total.

En particular, las resistencias radiales en el evaporador (R_{ce}, R_{we}) determinan la capacidad del sistema para transferir calor desde el núcleo hacia la fase de vapor. La resistencia axial del vapor (R_{va}) refleja las pérdidas asociadas al transporte de energía a lo largo del HP. Las resistencias en el condensador (R_{wc}, R_{cc}) gobiernan la eficiencia del rechazo de calor hacia el sistema de enfriamiento.

Esta descomposición permite evaluar la relevancia relativa de cada fenómeno y constituye la base para el análisis de sensibilidad presentado anteriormente.

3.8. Resultados del modelo térmico del HP.

La implementación del modelo térmico descrito en la sección anterior permite obtener la distribución de temperaturas a lo largo del HP, así como evaluar la contribución de los distintos mecanismos de transferencia de calor al gradiente térmico total.

Los resultados presentados a continuación corresponden a las condiciones de operación definidas previamente, considerando una potencia total del reactor de 50 [kW] distribuida en 79 HPs, aproximadamente 633 [W] por dispositivo.

3.8.1. Perfil de temperatura a lo largo del HP.

A partir del modelo de resistencias térmicas, se calcularon las temperaturas nodales definidas en la sección 3.7.2. La Tabla 3.3 resume los valores obtenidos para cada punto característico del HP.

Tabla 3.3. Temperaturas nodales.

Nodo	**Temperatura [K]**
T_{ce}	946.82
T_{we}	945.02
T_{va}	943.74
T_{wc}	874.11
T_{cc}	872.41
T_{sink}	870

La Figura 3.5 muestra el perfil térmico a lo largo del dispositivo, evidenciando la caída de temperatura desde el evaporador hasta el sumidero térmico.

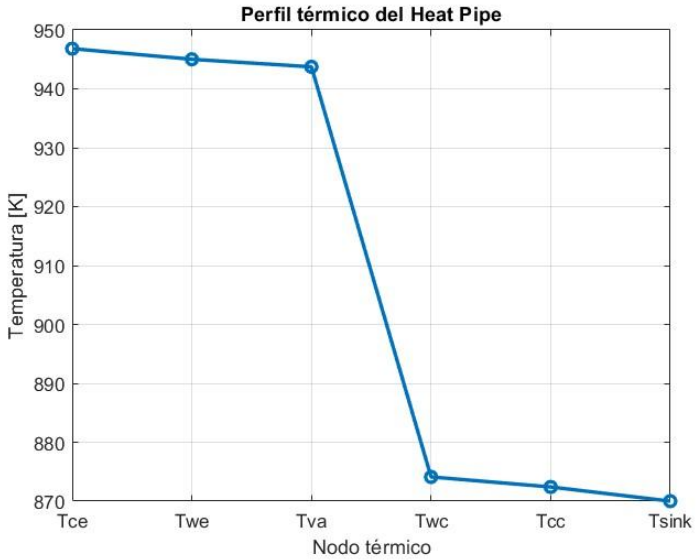


Figura 3.5. Perfil térmico HP.

La caída de temperatura total a lo largo del dispositivo es de aproximadamente 76.8 [K], lo que representa un gradiente relativamente bajo en comparación con el nivel de temperatura de operación (~950 [K]). Este resultado indica una alta eficiencia en el transporte de calor por parte del HP.

El análisis de las diferencias entre nodos revela que la mayor caída de temperatura se concentra en la región asociada al transporte de vapor, mientras que las variaciones en la pared y el wick son considerablemente menores. Esto confirma que el mecanismo dominante en el dispositivo es el flujo de vapor, en concordancia con la formulación del modelo.

3.8.2. Contribución de las resistencias térmicas.

La descomposición de la resistencia térmica total permite cuantificar la contribución relativa de cada mecanismo de transferencia de calor. Los resultados obtenidos se muestran en la Figura 3.6.

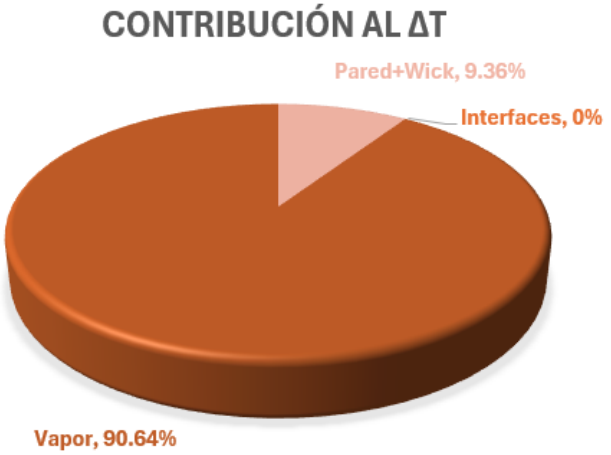


Figura 3.6. Contribución de las resistencias en HP.

Estos valores evidencian que la resistencia térmica del sistema está fuertemente dominada por el transporte en la fase de vapor, mientras que la conducción en medios sólidos tiene una contribución secundaria.

Desde el punto de vista del diseño, esto implica que la optimización del desempeño térmico del HP debe enforcarse principalmente en la reducción de pérdidas de presión en la columna de vapor, más que en modificaciones de las propiedades conductivas de los materiales sólidos.

3.8.3. Influencia del número de HPs.

El número de HPs es un parámetro relevante en el comportamiento térmico del sistema, debido a su impacto en la potencia transportada por dispositivo.

La Figura 3.7 muestra la variación de la temperatura máxima en función del número de HPs.

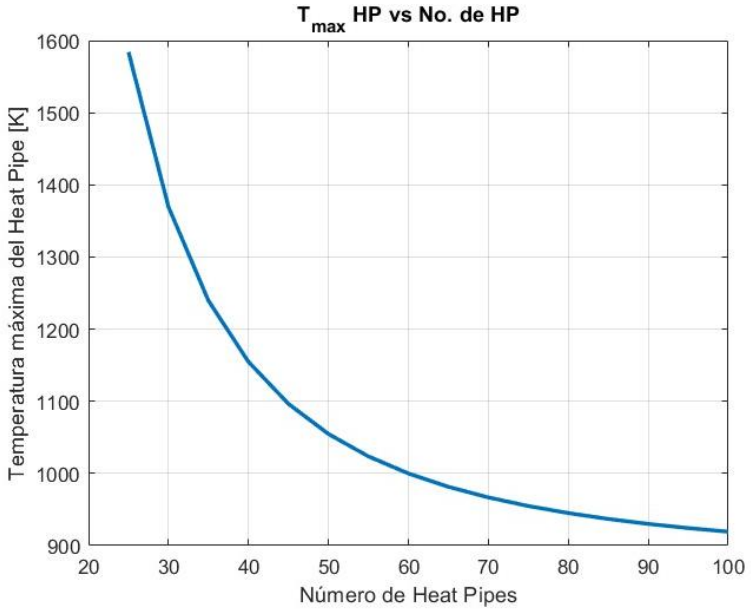


Figura 3.7. Temperaturas máximas por número de HPs.

Se observa una disminución significativa de la temperatura máxima al incrementar el número de dispositivos, en un comportamiento no lineal, pasando de valores superiores a los 1500 [K] para configuraciones con 25 HPs, hasta valores cercanos a 920 [K] para configuraciones con 100 HPs.

Además, la potencia individual por HP disminuye de forma inversamente proporcional al número de unidades, como se muestra en la Figura 3.8.

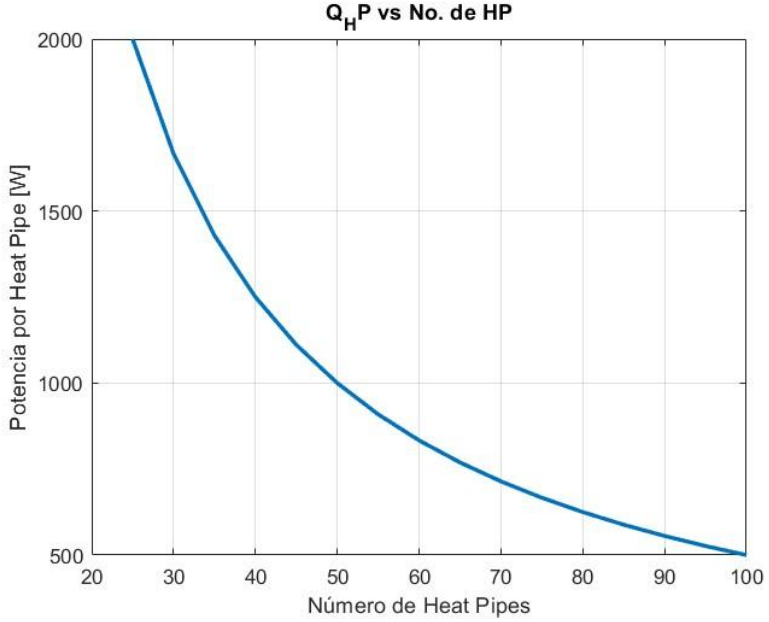


Figura 3.8. Potencia individual por número de HPs.

3.8.4. Comportamiento del flujo de vapor.

El análisis del número de Reynolds permite caracterizar el régimen del flujo en la columna de vapor. La Figura 3.9 muestra su variación en función de los HPs.

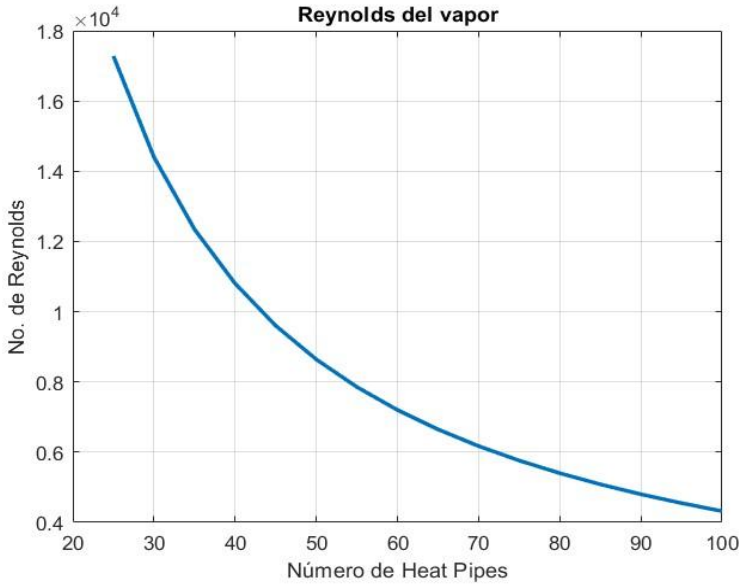


Figura 3.9. Reynolds del vapor por número de HPs.

Se observa una disminución del número de Reynolds al aumentar el número de HPs, lo cual está asociado a la reducción del caudal másico del vapor. Esta tendencia implica una disminución en las pérdidas por fricción, contribuyendo a mejorar el desempeño térmico del sistema.

3.8.5. Sensibilidad a la geometría del HP.

La Figura 3.10 muestra la variación del gradiente térmico en función de la longitud de la sección adiabática.

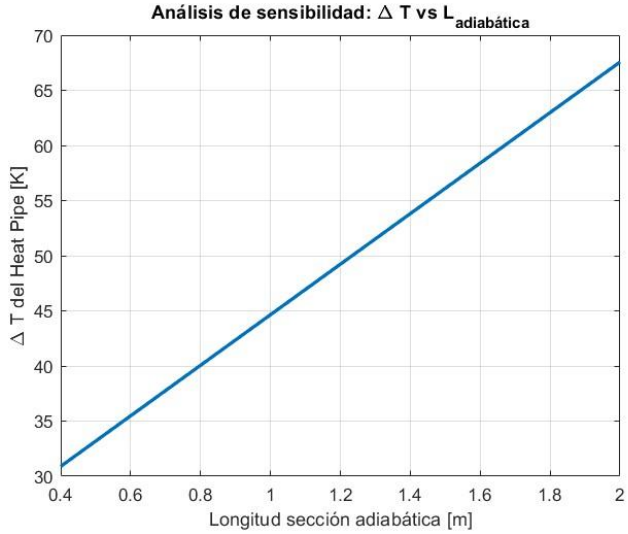


Figura 3.10. Diferencia de temperatura por longitud adiabática.

Por otra parte, la Figura 3.11 muestra la variación del gradiente térmico en función de la longitud de la sección adiabática.

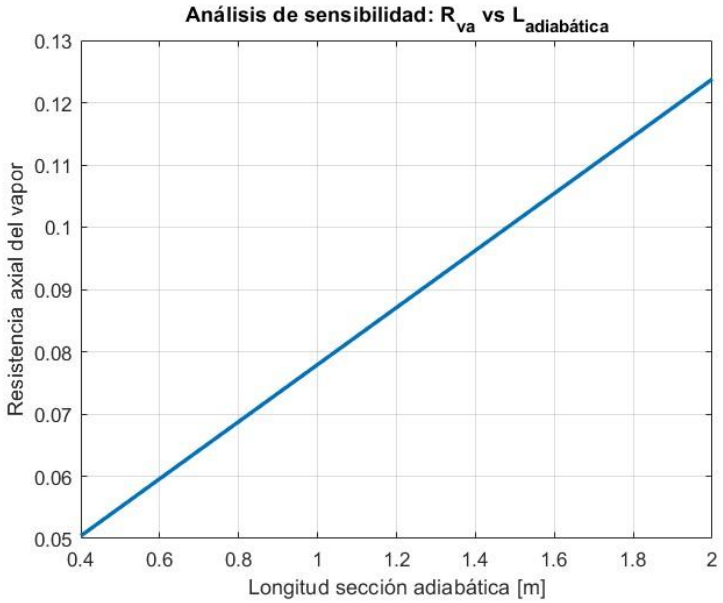


Figura 3.11. Resistencia por longitud adiabática.

Las gráficas muestran una relación lineal entre la longitud adiabática y la resistencia térmica del vapor, presentan un incremento proporcional de la caída de la temperatura total. Este resultado demuestra que, aunque esta región no participa directamente en la transferencia de calor, su longitud influye significativamente en el desempeño global del dispositivo debido al aumento en las pérdidas de presión.

La influencia de la longitud el condensador sobre el gradiente térmico se presenta en la figura 3.12.

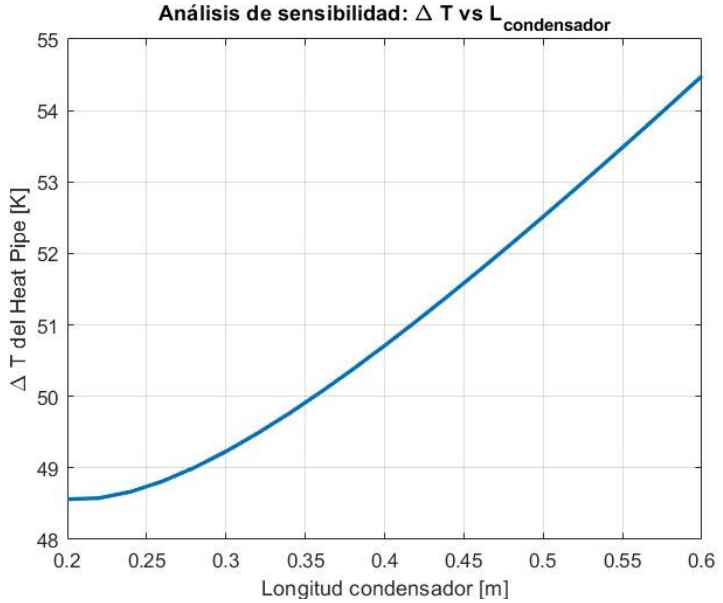


Figura 3.12. Diferencia de temperatura por longitud del condensador.

Aunque el incremento de esta longitud mejora la conducción radial en la región del condensador, el aumento simultáneo en la longitud total del HP incrementa la resistencia asociada al transporte de vapor.

Cómo resultado, se observa un incremento neto en la caída de temperatura, lo que confirma nuevamente el papel dominante del transporte en la fase de vapor.

3.9. Perfil axial de temperatura en la pared del HP.

El modelo de resistencias térmicas desarrollado previamente permite extender el análisis hacia la estimación del perfil axial de temperatura en la pared externa del HP. Este planteamiento proporciona una caracterización de primer orden del comportamiento térmico del dispositivo, complementando el análisis nodal presentado anteriormente.

Con el fin de simplificar la formulación, se adoptan las siguientes consideraciones:

- El vapor se encuentra en condiciones de saturación, por lo que su temperatura se considera aproximadamente constante.
- La transferencia de calor en la pared se modela únicamente en dirección radial.
- Se desprecia la conducción axial en los sólidos.

Bajo esta hipótesis, la temperatura de la pared puede expresarse como una relación local entre la temperatura del vapor y el flujo de calor transferido:

$$T_{pared}(x) = T_v + R_{pared} Q(x) \tag{3.33}$$

Donde R_{pared} corresponde a la suma de las resistencias radiales del wick y del contenedor:

$$R_{pared} = R_{wick} + R_{contenedor} \tag{3.34}$$

3.9.1. Región del evaporador.

En la región del evaporador, el HP recibe el calor proveniente del núcleo del reactor. Para representar la distribución espacial de esta fuente, se adopta una forma senoidal:

$$Q(x) = Q_0 \sin\left(\frac{\pi x}{L_e}\right) \tag{3.35}$$

La constante Q_0 se determina imponiendo que el calor total transferido sea igual a la potencia transportada por el HP:

$$\int_0^{L_e} Q(x)dx = Q_{HP} \tag{3.36}$$

De donde se obtiene:

$$Q_0 = \frac{\pi Q_{HP}}{2L_e} \tag{3.37}$$

Sustituyendo en la expresión de temperatura:

$$T_{pared(x)} = T_v + (R_{we} + R_{ce})Q_0 \sin\left(\frac{\pi x}{L_e}\right) \tag{3.38}$$

Este perfil refleja la máxima temperatura en la región central del evaporador, asociada a la mayor generación de calor.

3.9.2. Región adiabática.

En la sección adiabática no existe el intercambio de calor con el exterior, por lo que la potencia transportada se mantiene constante. Bajo estas condiciones, el perfil de temperatura puede aproximarse mediante una interpolación lineal entre las temperaturas en los extremos del evaporador y el condensador:

$$T_{pared}(x) = \frac{T_{cond} - T_{ev}}{L_a}(x - L_e) + T_{ev} \tag{3.39}$$

Este comportamiento es consistente con un gradiente térmico inducido por las pérdidas de presión en la columna de vapor.

3.9.3. Región del condensador.

En el condensador, el calor es rechazado hacia el sistema de enfriamiento. Considerando el elevado coeficiente de transferencia de calor asociado a la condensación, la temperatura de la pared se aproxima a la temperatura del vapor en esta región.

En consecuencia, se adopta una temperatura prácticamente constante:

$$T_{pared} \approx T_{cond}$$

Para las condiciones analizadas, se obtiene:

$$T_{pared} \approx 872.4\ [K]$$

3.9.4. Perfil axial de temperatura.

A partir de las expresiones anteriores, se construyó el perfil axial de temperatura en la pared del HP, mostrado en la Figura 3.13.

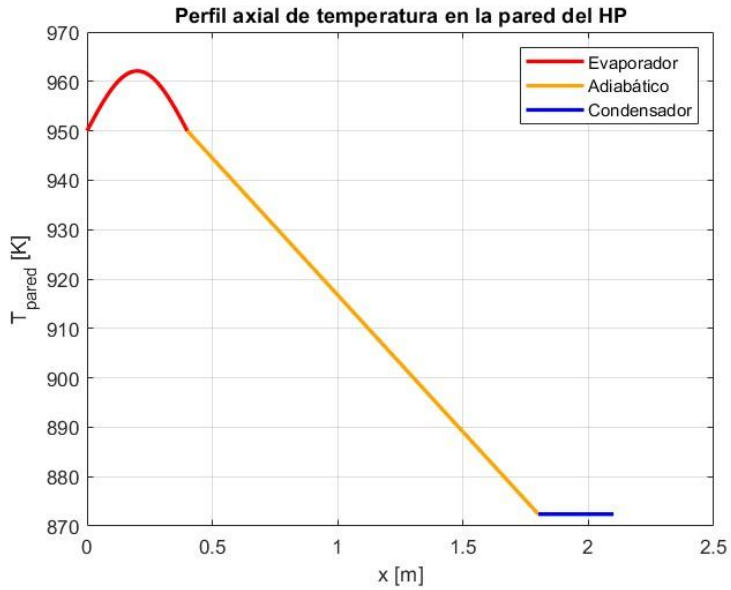


Figura 3.13. Perfil temperatura axial HP.

El perfil obtenido presenta las siguientes características:

- La temperatura máxima se alcanza en el evaporador, con un valor aproximado de 962 [K].
- En la región adiabática, la temperatura decrece de manera aproximadamente lineal.
- El condensador se mantiene a una temperatura prácticamente constante cercana a 872 [K].

El salto térmico total entre evaporador y condensador es del orden de 77 [K], en concordancia con los resultados obtenidos mediante el modelo de resistencias térmicas.

3.10. Modelo térmico del núcleo y perfil radial de temperatura.

3.10.1. Formulación del problema térmico.

Con el objetivo de evaluar los gradientes térmicos en el núcleo y detectar posibles regiones críticas, se desarrolla un modelo térmico de primer orden en estado estacionario. Este modelo permite estimar la distribución de temperatura radial a partir de la potencia generada en cada elemento combustible.

El calor producido en las barras de combustible se transfiere hacia el medio circundante mediante un proceso dominado por conducción térmica, atravesando sucesivamente, el combustible, donde existe generación volumétrica, la interfaz de contacto con el monolito, el grafito estructural, y finalmente los HPs, que actúan como sumideros térmicos. Esta formulación es representativa para los HPs ubicados en los intersticios del arreglo, donde la transferencia de calor ocurre principalmente en dirección radial a través de medios sólidos.

Para los HPs embebidos dentro del combustible, el mecanismo de transferencia presenta diferencias, ya que el calor es extraído directamente desde la región generadora. Para efectos de este modelo de primer orden, se adopta una aproximación equivalente basada en conducción radial.

3.10.2. Acoplamiento con el análisis neutrónico.

La distribución de potencia en el núcleo se obtiene a partir de los resultados del cálculo neutrónica realizado con Serpent, donde cada celda del detector proporciona la potencia generada en una región específica.

A partir de estos datos, cada elemento combustible se modela como una fuente de generación volumétrica:

$$q''' = \frac{Q_i}{V_{fuel}} \tag{3.40}$$

Donde Q_i corresponde a la potencia local obtenida del cálculo neutrónico y V_{fuel} al volumen del elemento combustible.

Este enfoque permite incorporar directamente los efectos de no uniformidad en la generación de calor dentro del modelo térmico.

3.10.3. Modelo térmico del elemento combustible.

El perfil de temperatura dentro del combustible se obtiene resolviendo la ecuación de conducción radial en estado estacionario con generación volumétrica uniforme:

$$\Delta T_{fuel} = \frac{q'''(r_o^2 - r_i^2)}{4k_{fuel}} \tag{3.41}$$

En donde q''' es la generación volumétrica de calor, r_0 y r_i, los radios externo e interno del anillo, respectivamente, y k_{fuel} la conductividad térmica del combustible.

A partir de esta expresión, se estima la diferencia entre a temperatura máxima en el centro del combustible y la temperatura en su superficie.

3.10.4. Transferencia de calor hacia el HP.

El calor generado en el combustible se transfiere hacia el HP atravesando dos mecanismos principales:

- Resistencia de contacto combustible-grafito

$$R_{contact} = \frac{1}{h_c A} \tag{3.42}$$

Donde h_c representa el coeficiente de contacto térmico.

- Conducción en el-grafito

$$R_{graph} = \frac{L_g}{k_{graph} A} \tag{3.43}$$

Estas resistencias determinan el salto térmico entre la superficie del combustible y el HP, considerado como un sumidero isotérmico a temperatura T_{HP}, obtenida del análisis previo del HP.

3.10.5. Construcción del perfil radial del núcleo.

El perfil térmico se construye concatenando las soluciones locales de cada región de distribución parabólica en el combustible (con generación), salto térmico en la interfaz de contacto, perfil lineal en el grafito, región isoterma en el HP y simetría hacia el siguiente elemento combustible.

Este proceso se repite para cada elemento del núcleo, utilizando la potencia local correspondiente, lo que permite reconstruir el perfil térmico global.

3.10.6. Resultados del perfil térmico radial.

A partir del modelo térmico desarrollado y del acoplamiento con la distribución de potencia obtenida mediante el análisis neutrónico, se construyó el perfil de temperatura radial del núcleo en estado estacionario. La Figura 3.14 presenta la variación de la temperatura en función del radio, considerando la conducción de cada elemento combustible y su interacción térmica con el grafito y los HPs.

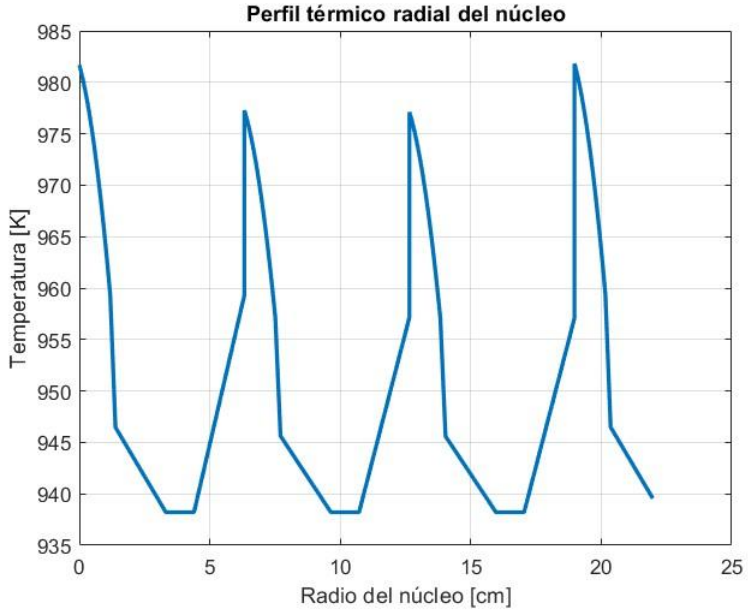


Figura 3.14. Perfil térmico radial del radio del núcleo.

El perfil resultante exhibe una estructura periódica asociada a la configuración geométrica del núcleo, en la que cada celda térmica integra un elemento combustible, las regiones de conducción en grafito y el HP correspondiente. Esta representación permite visualizar de manera continua la evolución de la temperatura a través de los distintos materiales y mecanismos de transferencia de calor presentes en el sistema.

El comportamiento observado permite identificar de forma clara los mecanismos dominantes de transferencia de calor dentro del núcleo. La presencia de máximos locales en el combustible responde a la generación volumétrica de energía, produciendo distribuciones de temperatura con forma característica que decrecen hacia la superficie del elemento, en concordancia con la solución analítica del problema de conducción radial.

Las temperaturas máximas se localizan en el interior de las barras de combustible, alcanzando 982 [K], mientras que las regiones correspondientes a los HPs se mantienen en 938 [K], en concordancia con la condición de sumidero térmico.

En conjunto, el perfil evidencia un rango térmico moderado a lo largo del núcleo, con gradientes bien definidos entre las zonas de generación y disipación de calor.

3.11. Conclusiones.

El análisis desarrollado en este capítulo permitió caracterizar el comportamiento térmico de los heat pipes (HP) como elemento central del sistema de remoción de calor del microrreactor, desde el núcleo hasta el sistema de conversión de energía. Su estudio resulta fundamental, dado que de su desempeño depende la viabilidad térmica del diseño propuesto.

El modelo de resistencias térmicas evidenció que el transporte de energía está dominado por la contribución de la columna de vapor, la cual representa aproximadamente el 90% del diferencial térmico total, estimado en 76 [K]. Este resultado confirma que el mecanismo de transferencia asociado al flujo de vapor gobierna el comportamiento del dispositivo, produciendo una disminución progresiva de la temperatura a lo largo del HP, consistente con su principio de operación.

El análisis de sensibilidad permitió refinar los criterios de diseño, al evaluar la influencia del número de HPs y de las dimensiones geométricas sobre el desempeño térmico. Se observó que el incremento en el número de dispositivos reduce la carga térmica individual y mejora las condiciones de operación del vapor.

En tanto que, la longitud de la sección adiabática y del condensador impacta directamente la resistencia térmica del sistema, mostrando tendencias de crecimiento bien definidas. Estos resultados respaldan las decisiones geométricas adoptadas en el diseño.

El estudio del HP, tanto a nivel global como en su distribución axial, permitió describir el comportamiento térmico en sus regiones de evaporación, transporte y condensación. A partir de este análisis, se estableció la temperatura del HP como condición de frontera para el modelo térmico del núcleo.

Con base en lo anterior, se construyó el perfil térmico radial del núcleo, considerando al combustible como una fuente de generación volumétrica y a los materiales circundantes como medios conductivos acoplados mediante resistencias térmicas. El resultado muestra temperaturas máximas del orden de 980 [K] en el combustible y regiones prácticamente isotermas cercanas a 940 [K] en los HPs, configurando gradientes térmicos moderados y bien distribuidos.

La incorporación de la distribución de potencia obtenida del análisis neutrónico permitió establecer un acoplamiento consistente entre ambos modelos.

Las variaciones espaciales de potencia se reflejan directamente en el perfil térmico mediante la presencia de picos de distinta magnitud, lo que confirma la coherencia física del modelo integral desarrollado.

En términos globales, los resultados indican un comportamiento térmico estable, sin evidencia de puntos calientes críticos en el dominio analizado. Los gradientes obtenidos sugieren una adecuada capacidad de evacuación de calor, lo cual respalda la viabilidad del sistema desde el punto de vista térmico y sienta las bases para evaluaciones posteriores, particularmente el análisis termo-mecánico presentado en el siguiente capítulo.

Finalmente, es importante señalar que el modelo se desarrolló bajo un conjunto de simplificaciones orientadas a obtener una solución de primer orden dentro de un enfoque integral de diseño. Se asumió régimen estacionario, conducción unidimensional en dirección radial y comportamiento isotermo de los HPs. Si bien estas aproximaciones permiten capturar los fenómenos dominantes, estudios posteriores podrían incorporar modelos transitorios, acoplamientos multidimensionales y simulaciones de mayor fidelidad para refinar la predicción de los gradientes térmicos.

Capítulo 4
Análisis termo mecánico.

4.1. Introducción.

Los gradientes de temperatura obtenidos en la sección correspondiente inducen deformaciones térmicas sobre el monolito de grafito del núcleo; al estar restringidas por la geometría producen campos de esfuerzos internos, por lo que es importante modelar su comportamiento para evaluar la integridad estructural bajo condiciones de operación. Es fundamental analizar la termo mecánica del núcleo, ya que la falla del material podría representar el fracaso de la misión y un riesgo para la integridad física de personas o instrumentos a su alrededor. Planteando un modelo unidimensional y de estado estacionario, es posible utilizar las ecuaciones de termoelasticidad y una solución para incluir los gradientes térmicos, apoyados en la Ley de Hooke generalizada.

Además, al ser un monolito con penetraciones, se debe considerar que en ellas las tensiones se concentran, por lo que el material adyacente a estas zonas es particularmente propenso a fallar, aunque no se representa explícitamente cada perforación, su efecto se incorpora mediante factores de concentración de esfuerzos, para evaluar con mayor fidelidad el campo de tensiones y los factores de seguridad asociados a tres zonas definidas: monolito base, barras de combustible y heat pipes.

Este tipo de análisis es primordial en microrreactores nucleares de alta temperatura, donde los gradientes térmicos inducen campos de esfuerzo que pueden comprometer la integridad del material estructural si no son considerados adecuadamente (Burchell, 1996; Campbell & Burchell, 2020).

4.2. Desarrollo.

4.2.1. Geometría y material.

El grafito utilizado en el monolito es un material frágil, pero térmicamente resistente a altas temperaturas. Del mismo modo, debido a su estructura porosa, es altamente resistente a compresión, caso contrario a la tracción, donde estos poros concentran esfuerzo y lo hacen débil. Para este análisis de adoptarán las siguientes suposiciones:

- Isotropía efectiva.
- Propiedades constantes en el rango de operación.
- Comportamiento lineal hasta falla.

La Tabla 4.1 agrupa las propiedades típicas del grafito nuclear de grado estructural para materiales como el IG-110. Se presentan rangos representativos en lugar de valores puntuales, debido a la microestructura porosa del mismo.

Tabla 4.1. Propiedades mecánicas.

Módulo de Young	E = 8-12 [GPa]
Coeficiente de Poisson	$v = 0.15 - 0.2$
Coeficiente de expansión térmica	$\alpha = 3 - 5x10^{-6}[K^{-1}]$
Resistencia última a la tensión	$S_{ut} = 10 - 20\ [MPa]$
Resistencia última a la compresión	$S_{uc} = 60 - 120\ [MPa]$

Los valores presentados son consistentes con datos reportados para grafito nuclear de grado estructural tipo IG-110, ampliamente utilizado en reactores de alta temperatura, donde se han documentado propiedades mecánicas y térmicas dentro de estos rangos, con variaciones asociadas a su microestructura porosa y condiciones de irradiación (Burchell, 1996; Campbell & Burchell, 2020).

Con el objetivo de evitar sobreestimar la resistencia de un material, como el grafito donde la falla es súbita, y garantizar una condición de diseño segura, se adoptaron valores conservadores dentro de los rangos presentados; principalmente valores cercanos al límite inferior para las resistencias mecánicas, utilizando 15 [MPa], como resistencia última a la tracción y 65 [MPa] a la compresión, ya que tienen mayor impacto directo en el criterio de falla. Para las propiedades restantes se utilizaron valores promedio.

4.2.2. Conversión termo-elástica.

Basados en la termoelasticidad lineal clásica, desarrollada a partir de la Ley de Hooke generalizada, el principio de superposición, pequeñas deformaciones y material elástico lineal, se descompone el tensor de deformación total como.

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^{mec} + \varepsilon_{ij}^{th} \tag{4.1}$$

Donde la deformación térmica libre es:

$$\varepsilon_{ij}^{th} = \alpha \Delta T \delta_{ij} \tag{4.2}$$

Donde α, es el coeficiente de expansión térmica lineal y δ_{ij} el delta de Kronecker, el cual asegura que la expansión ocurre únicamente en las componentes normales del tensor.

Y:

$$\Delta T = T(r) - T_{ref} \tag{4.3}$$

La temperatura de referencia T_{ref}se define como aquella para la cual la deformación térmica es nula. En ausencia de restricciones mecánicas y esfuerzos residuales, esto implica que el campo de esfuerzos también es nulo, es decir:

$$\sigma_{ij} = 0 \; cuando \; t = T_{ref}$$

Este planteamiento se basa en la teoría clásica de la termoelasticidad lineal, utilizada para modelar la respuesta de sólidos sometidos a gradientes térmicos en régimen estacionario, particularmente en aplicaciones nucleares donde los acoplamientos termo-mecánicos son relevantes (Boley & Weiner, 2012).

Teniendo en cuenta que el micro reactor cuenta con un cilindro de control que regula la potencia, se propuso que la temperatura de referencia fuera una de precalentamiento, antes de que se llegara a la potencia de operación, definida en 700 [K]:

$$\Delta T = T(r) - 700 \; [K] \tag{4.4}$$

La regulación de potencia con el cilindro de control reduce los gradientes iniciales, así como las tensiones de choque térmico, desplazando el estado de energía elástica mínima.

Si la expansión está restringida, la deformación térmica libre genera esfuerzo interno.

Ley constitutiva termo elástica:

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl}(\varepsilon_{kl} - \alpha \Delta T \delta_{ij}) \tag{4.5}$$

Para un material isotrópico:

$$\sigma_{ij} = 2G\varepsilon_{ij} + \lambda \varepsilon_{kk}\delta_{ij} - 3K\alpha \Delta T \delta_{ij} \tag{4.6}$$

Donde:

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \tag{4.7}$$

$$K = \frac{E}{3(1-2\nu)} \tag{4.8}$$

$\lambda \; primer \; constante \; de \; Lamé$

En este modelo no hay carga externa, el campo de esfuerzo es auto equilibrado y proviene solo de gradientes térmicos. Por comodidad, presentamos la ecuación de equilibrio en coordenadas cilíndricas y sin cargas externas.

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0 \tag{4.9}$$

Compatibilidad:

$$\varepsilon_r = \frac{du}{dr} \tag{4.10}$$

4.2.3. Solución para un cilindro.

Al resolver las ecuaciones de equilibrio en coordenadas cilíndricas, combinadas con la ley (4.5) y las condiciones (4.10), bajo la hipótesis de simetría axial, se obtiene la solución tipo Duhamel-Neumann.

$$\sigma_r(r) = \frac{E\alpha}{1-v}\left[\frac{1}{R^2}\int_0^R T(\rho)\rho d\rho - \frac{1}{r^2}\int_0^r T(\rho)\rho d\rho\right] \tag{4.11}$$

$$\sigma_\theta(r) = \frac{E\alpha}{1-v}\left[\frac{1}{R^2}\int_0^R T(\rho)\rho d\rho - \frac{1}{r^2}\int_0^r T(\rho)\rho d\rho - T(r)\right] \tag{4.12}$$

Este tipo de solución analítica, basada en la formulación Duhamel-Neumann para cilindros, se utiliza para el análisis de esfuerzos térmicos en componentes cilíndricos, permitiendo capturar la dependencia del esfuerzo no solo de la temperatura local, sino de la distribución térmica global (Timoshenko & Goodier, 1970).

Las integrales muestran al esfuerzo no únicamente dependiente de la temperatura local, sino también de la distribución global de temperatura en el sistema, reflejada en su integral acumulada. Esta solución permite calcular el campo de esfuerzos a partir del perfil de temperatura obtenido en el análisis térmico, el cual es utilizado como entrada del modelo termo-mecánico.

4.2.4. Hipótesis de deformación plana.

El núcleo tiene una altura de 0.4 [m] y un diámetro de 0.44 [m], una relación de aspecto cercana a 1. Sin embargo, en un núcleo monolítico contenido dentro de una estructura rígida el desplazamiento axial está restringido y la dilatación en z no puede ocurrir libremente. La hipótesis adoptada es:

$$\varepsilon_z = 0 \tag{4.13}$$

Lo que implica que:

$$\sigma_z \neq 0$$

Bajo deformación plana:

$$\sigma_z = v(\sigma_r + \sigma_\theta) - E\alpha\Delta T \tag{4.14}$$

En materiales frágiles como el grafito, el esfuerzo axial puede ser igual o mayor que los radiales, afectando directamente la evaluación de falla.

Utilizar deformación plana es adecuado porque existe confinamiento estructural axial, el gradiente térmico es predominantemente radial y la geometría es cilíndrica extendida.

4.2.5. Concentración de esfuerzos.

El modelo continúo empleado no captura explícitamente las perforaciones tanto de combustibles, como de heat pipes (discontinuidades geométricas), es necesario tener en cuenta que estas discontinuidades generan concentraciones locales de esfuerzo que puedes incrementar significativamente los esfuerzos máximos.

Para incorporar este efecto, se introduce un factor de concentración de esfuerzos K_t, definido como la relación entre el esfuerzo máximo local y el esfuerzo nominal:

$$\sigma_{max}^{local} = K_t \cdot \sigma_{nominal} \tag{4.15}$$

El factor de concentración de tensiones es la relación de la tensión máxima en un orificio con la tensión lejos de él, la amplificación se ilustra en la Figura 4.1.

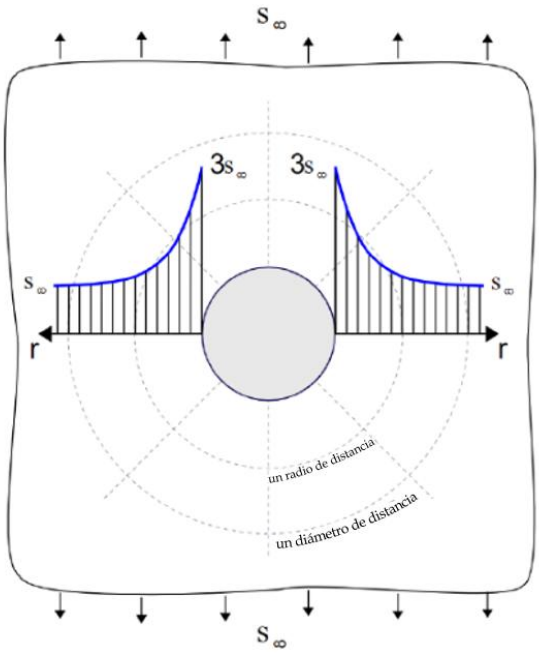


Figura 4.1. Esquema distribución de tensión.

La solución de Kirsch para un orificio circular en una placa infinita establece un factor de concentración de esfuerzos de aproximadamente 3 bajo carga uniaxial, siendo este un valor de referencia comúnmente utilizado en análisis preliminares de componentes con discontinuidades geométricas (Pilkey & Pilkey, 2008).

Para aproximar la amplificación local, el efecto geométrico y las micro concentraciones en las perforaciones, en este trabajo se adoptan valores de:

- $K_t = 2$ para regiones asociadas a combustible
- $K_t = 3$ para regiones asociadas a heat pipes

Aunque Kirsch define que para usar Kt=3 la distancia entre orificios debe ser al menos dos veces su diámetro, los combustibles con forma anular tienen un HP dentro, redistribuyendo los esfuerzos y disminuyendo la amplificación local, al estar en una zona con menor gradiente térmico, usar 3 para los HP's en los intersticios es una decisión conservadora por generar mayor discontinuidad térmica.

4.2.6. Criterio de falla.

La evaluación de la integridad estructural del núcleo requiere la selección de un criterio de falla adecuado para determinar si el estado de esfuerzos inducido por los gradientes térmicos conduce a la fractura del material. Dado que el grafito presenta un comportamiento frágil y una diferencia entre su resistencia a tracción y compresión, es necesario un criterio que capture la asimetría mecánica.

A diferencia de los materiales dúctiles, donde criterios como el de Von Mises (basado en la energía de distorsión) son apropiados, para el grafito es más adecuado usar criterios basados en esfuerzos principales.

Se ha optado por elegir Mohr-Coulomb modificado, para evaluar la falla en función de los esfuerzos máximo y mínimo, incorporando explícitamente la diferencia entre resistencia a tracción y compresión en materiales cerámicos y grafíticos (Jaeger et al., 2007).

Al obtener el campo de esfuerzos en el núcleo, caracterizado por los componentes radial σ_r, tangencial σ_θy axial σ_z. A partir de estos, se determinan los esfuerzos principales:

- σ_1: esfuerzo principal máximo
- σ_3: esfuerzo principal mínimo

Estos esfuerzos representan los estados extremos de tracción y compresión en cada punto del dominio.

En términos de esfuerzos principales:

Si:

$$\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$$

La condición de falla frágil modificada puede expresarse de forma simplificada como:

$$\frac{\sigma_1}{S_{ut}} - \frac{\sigma_3}{S_{uc}} \leq 1 \tag{4.16}$$

donde:

- S_{ut}: resistencia última a la tracción
- S_{uc}: resistencia última a la compresión

Estableciendo que la falla ocurre cuando la combinación de esfuerzos principales alcanza una envolvente lineal que representa la resistencia del material en el espacio de esfuerzos.

Para cuantificar la proximidad a la falla se define el factor de seguridad, que se define como:

$$FS = \frac{1}{\left(\frac{\sigma_1}{S_{ut}} - \frac{\sigma_3}{S_{uc}}\right)} \tag{4.17}$$

De esta forma:

- $FS > 1$: condición segura
- $FS = 1$: inicio de falla
- $FS < 1$: falla del material

Esta formulación permite evaluar de manera continua el margen de seguridad en todo el dominio del núcleo.

4.2.7. Implementación numérica del modelo termo-mecánico.

Se implementó el modelo termo-mecánico descrito previamente mediante un esquema numérico con ayuda de Matlab, para obtener la distribución de esfuerzos en el núcleo y evaluar su viabilidad estructural, a partir del perfil de temperatura radial obtenido en el análisis térmico.

El modelo toma como entrada el perfil de temperatura radial T(r), discretizado en un conjunto de puntos a lo largo del radio del núcleo, en representación de la distribución térmica estacionaria en el sistema.

A partir del perfil de temperatura, los esfuerzos radiales y circunferenciales se calculan utilizando la solución Duhamel-Neumann para cilindros, la cual incluye términos integrales que dependen de la distribución de temperatura. Estas integrales se evalúan numéricamente mediante integración acumulativa (regla del trapecio), lo que permite aproximar la contribución integral en cada punto del dominio radial.

Bajo la hipótesis de deformación plana, el esfuerzo axial se obtiene a partir de los esfuerzos en el plano, incorporando el efecto de expansión térmica restringida.

En cada punto del dominio, los esfuerzos principales se determinan a partir de los valores calculados de σ_r, σ_θ y σ_z, identificando los esfuerzos principales máximo y mínimo.

$$\sigma_1 = \max(\sigma_r, \sigma_\theta, \sigma_z), \sigma_3 = \min(\sigma_r, \sigma_\theta, \sigma_z)$$

Los concentradores de esfuerzo se aplican como multiplicadores sobre el campo de esfuerzos obtenido, diferenciando las regiones sin perforaciones, las asociadas a combustible y heat pipes.

El estado de esfuerzos en cada punto se evalúa mediante el criterio de Mohr-Coulomb modificado, el cual permite calcular el factor de seguridad considerando la asimetría entre resistencia a tracción y compresión del grafito.

4.2.8. Modelo de dos dimensiones.

Para complementar el análisis axisimétrico y analizar la distribución espacial de esfuerzos en el núcleo, el modelo se extendió a una representación bidimensional en el plano transversal, con ayuda de Matlab, para capturar de manera cualitativa la influencia de la geometría en la distribución de esfuerzos, particularmente en las regiones cercanas a las perforaciones.

El dominio se representa como una sección transversal circular del núcleo, discretizada mediante una malla cartesiana uniforme.

Cada punto de la malla corresponde a una posición espacial donde se evalúan los esfuerzos y el factor de seguridad. Definiendo una máscara geométrica que limita el análisis al interior del núcleo, excluyendo regiones externas.

A diferencia del modelo unidimensional, basado en la solución analítica de Duhamel-Neumann, esta formulación se construye a partir de una expresión analítica representativa del comportamiento de un cilindro sometido a gradientes térmicos radiales, donde el esfuerzo depende de una diferencia de temperatura característica y de la posición radial dentro del núcleo.

Para ello se utilizó una diferencia de temperatura basada en el modelo unidimensional, con la cual se define un campo de esfuerzos base dependiente de la posición radial, preservando la tendencia física observada en el modelo unidimensional.

Para incorporar el efecto de las discontinuidades geométricas, se emplean factores de concentración aplicados localmente en función de la geometría. Estos factores, de forma consistente con el modelo unidimensional, amplifican el campo de esfuerzos en las regiones cercanas a las perforaciones, sin recurrir a modelos numéricos más complejos.

El estado de esfuerzos en cada punto del dominio se aproxima como equibiaxial en el plano, considerando que los esfuerzos radiales y tangenciales son equivalentes en primera aproximación. El esfuerzo fuera del plano se obtiene mediante la hipótesis de deformación plana, relacionándolo con los esfuerzos en el plano a través del coeficiente de Poisson, incluyendo el efecto térmico.

A partir de los esfuerzos definidos en cada punto, se calculan los esfuerzos principales máximo y mínimo, los cuales son utilizados para evaluar la condición de falla del material.

El criterio de Mohr-Coulomb modificado se aplica en cada punto del dominio para determinar el factor de seguridad, considerando la asimetría entre la resistencia a tracción y compresión del grafito.

Se desarrolló este modelo para capturar de manera cualitativa la influencia de la geometría del núcleo en la distribución de esfuerzos. Este modelo no constituye una solución exacta del problema termoelástico, sino una aproximación de esta.

4.3. Resultados del modelo.

4.3.1. Esfuerzos modelo unidimensional.

En microrreactores como el Kilopower de NASA, los esfuerzos térmicos representan uno de los principales desafíos de diseño, debido a la presencia de gradientes térmicos elevados. Estudios asociados a estos sistemas han identificado la integridad estructural del núcleo como un factor crítico para la operación segura a largo plazo (Gibson et al., 2019).

La Figura 4.2 muestra la distribución del esfuerzo principal máximo en función del radio del núcleo. Se constata un comportamiento característico de sistemas sometidos a gradientes térmicos, donde la región del centro se encuentra predominantemente en compresión, mientras que en las regiones asociadas a las perforaciones de combustible y de heat pipes presenta esfuerzos de tracción hasta la periferia.

Este comportamiento se explica por la expansión térmica diferencial, que genera incompatibilidad de deformaciones entre regiones, dando lugar a un estado de esfuerzos auto equilibrado.

Adicionalmente, se identifican oscilaciones en el perfil de esfuerzos, las cuales corresponden a la interacción entre los distintos elementos del núcleo, combustible, heat pipes y monolito base. Estas variaciones reflejan los cambios en las propiedades térmicas y coinciden con la forma del perfil de temperatura a lo largo del radio, en el modelo térmico completo del núcleo, obtenido en el capítulo antecedente.

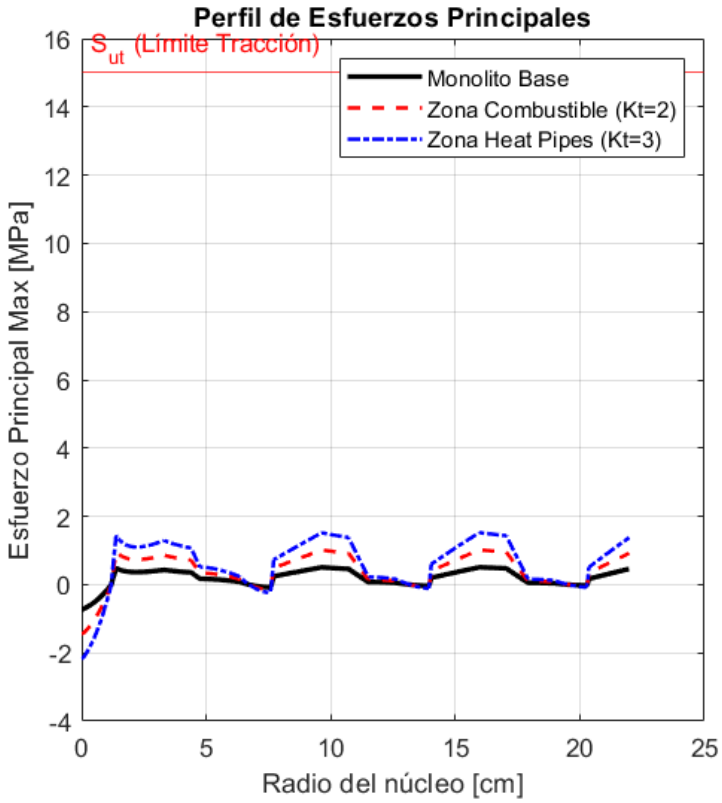


Figura 4.2. Esfuerzos modelo unidimensional.

Este comportamiento, caracterizado por compresión en el centro y tracción en la periferia , ha sido reportado en componentes de grafito sometidos a gradientes térmicos, donde la expansión diferencial genera incompatibilidades de deformación que resultan en estados de esfuerzo auto equilibrados (Burchell, 1996).

4.3.2. Factor de seguridad en modelo unidimensional.

La evaluación del criterio de falla mediante Mohr-Coulomb modificado muestra que el sistema se mantiene dentro de condiciones seguras en el dominio analizado. La Figura 4.3 muestra cómo se distribuye el valor del FS por zona.

El factor de seguridad disminuye en las regiones asociadas a concentradores de esfuerzo, como se esperaba, particularmente en los heat pipes, donde se alcanzan los valores mínimos.

Sin embargo, en todos los casos el factor permanece por encima de la unidad y más importante, cercano a 2. En aplicaciones espaciales y sistemas de alta confiabilidad, es común adoptar factores de seguridad en el rango de 1.5 a 2, particularmente en etapas preliminares de diseño y en presencia de incertidumbres en el modelo, con valores mayores recomendados para materiales frágiles (NASA, 2014).

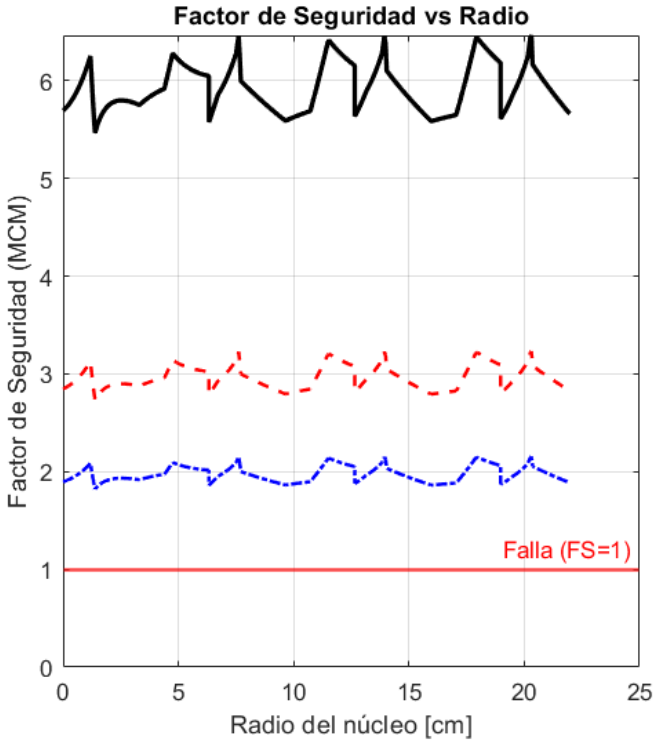


Figura 4.3. Factor de seguridad modelo unidimensional.

4.3.3. Esfuerzos modelo bidimensional.

La figura 4.4 presenta el campo de esfuerzo principal máximo en el plano transversal. Las mayores magnitudes se concentran en la periferia del núcleo, en concordancia con el análisis de distribución de potencia presentado en el capítulo térmico y neutrónico.

Así pues, se identifican concentraciones localizadas en las mismas regiones que las del modelo unidimensional, los heat pipes.

El campo de esfuerzos obtenidos presenta magnitudes de esfuerzo mayores a las del modelo unidimensional.

Esta diferencia se debe a la mejor representación de efectos locales asociados a las geometrías del núcleo, particularmente la presencia de perforaciones, proporcionando una representación más conservadora y localizada.

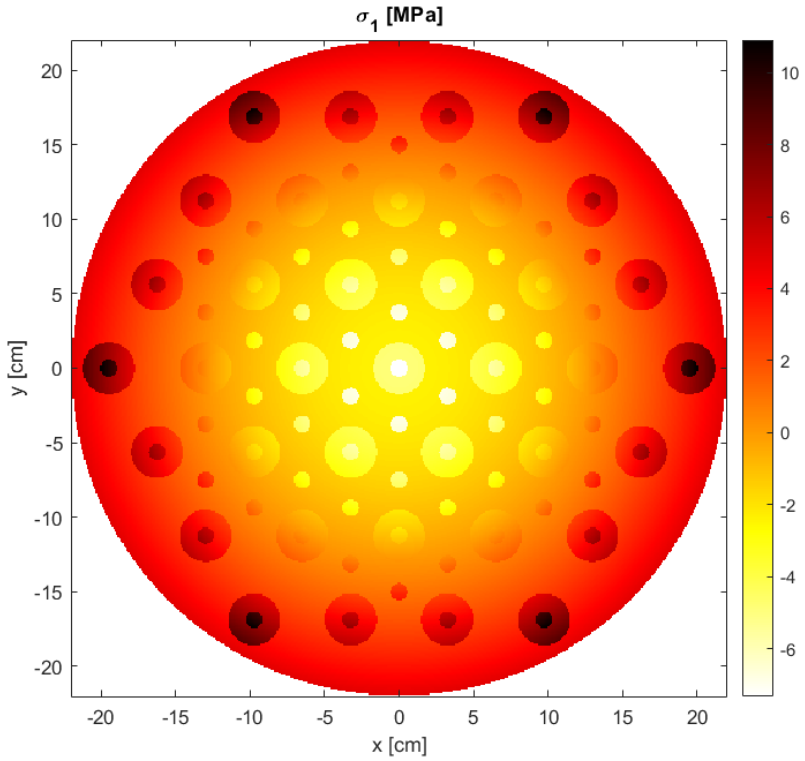


Figura 4.4. Esfuerzos modelo bidimensional.

La distribución del factor de seguridad en el dominio bidimensional permite identificar las zonas más críticas del núcleo, como se muestra en la Figura 4.5. Estas regiones se localizan en la periferia y coinciden con los puntos de menor enriquecimiento, pero mayor distribución de potencia, puntos donde se combinan los efectos geométricos y gradientes térmicos elevados.

Es importante destacar que, a diferencia del uso de la temperatura obtenida del modelo unidimensional, se adoptó una diferencia de temperatura uniforme representativa, debido a la ausencia de un modelo térmico bidimensional acoplado. Además, para fines de visualización, se limitó el valor máximo del factor de seguridad, lo que genera una apariencia uniforme en las regiones donde el sistema presenta un comportamiento estructuralmente seguro.

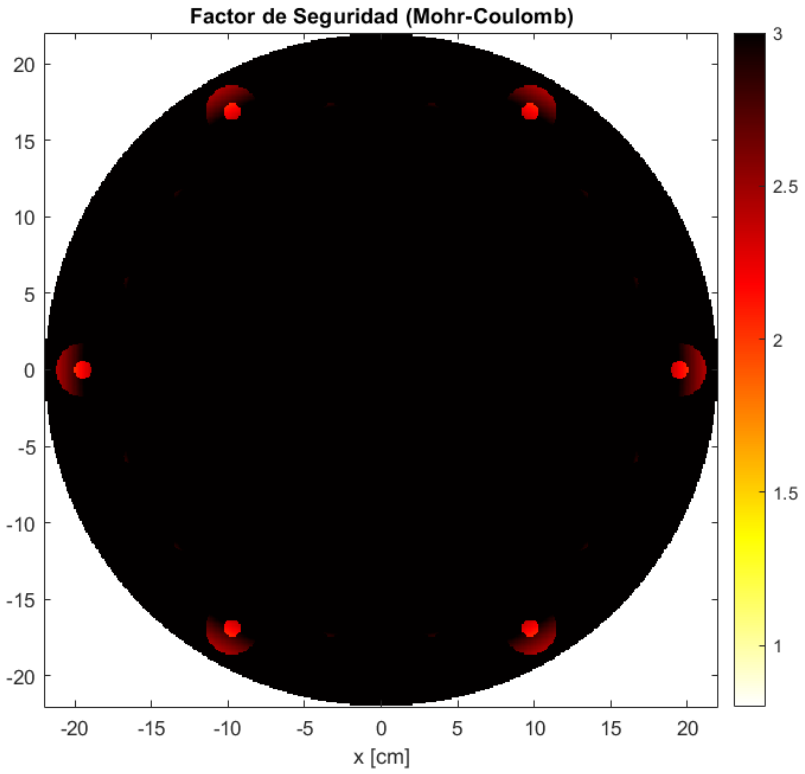


Figura 4.5. Factor de seguridad modelo bidimensional.

En conjunto, ambos modelos muestran que el comportamiento estructural se rige por los gradientes térmicos, los cuales inducen compresión en el centro y tracción en la periferia. La presencia de discontinuidades geométricas genera amplificaciones locales del campo de esfuerzos. Sin embargo, el análisis indica que el diseño mantiene márgenes de seguridad adecuados.

4.4. Conclusiones.

El análisis desarrollado permitió relacionar el análisis térmico con los efectos mecánicos que generan los gradientes producidos al tener elementos de generación de calor como lo son las barras combustibles, analizando la respuesta del monolito base de grafito sobre el cual están insertados los elementos del núcleo.

El comportamiento muestra esfuerzos de compresión en el centro, debido a la tendencia de los materiales a expandirse y estar limitados físicamente por el contenedor del núcleo y la propuesta matemática de no deformación en el plano z para el análisis, siendo consistentes con la teoría de termoelasticidad.

Incorporar concentradores de esfuerzo permite una representación más realista comportamiento de los materiales, si bien debido a las limitaciones del modelo se considera una aproximación, provoca que los esfuerzos y viabilidad no se sobrestime y así se identifiquen los puntos críticos en el núcleo.

Los dos modelos utilizados para el análisis se complementan: el modelo unidimensional proporciona una base física rigurosa, mientras que el modelo bidimensional permite evaluar de manera más precisa la localización de zonas críticas.

Los resultados indican que el diseño es estructuralmente viable bajo las condiciones evaluadas, manteniendo márgenes de seguridad adecuados incluso en la presencia de concentradores de esfuerzos. El modelo presenta simplificaciones, particularmente en la representación del estado triaxial de esfuerzos en el análisis bidimensional, pero se apoya en los análisis de tipo analíticos similar al mostrado en Gao et al. (2016), como un método de estudio válido para diseños preliminares.

En trabajos futuros, este análisis puede extenderse mediante métodos numéricos avanzados, como el método de elementos finitos que permitan capturar con mayor precisión los efectos locales asociados a la geometría compleja de un núcleo.

Capítulo 5

Diseño integral del sistema de potencia nuclear para operación en entorno espacial.

5.1. Introducción.

El desarrollo de sistemas nucleares compactos para aplicaciones espaciales exige una transición conceptual desde el análisis aislado de fenómenos físicos hacia la formulación de arquitecturas energéticas integradas, capaces de operar bajo condiciones extremas de manera autónoma y sostenida. En capítulos previos se establecieron las bases neutrónicas, térmicas y termomecánicas del núcleo propuesto, demostrando su viabilidad desde la perspectiva del comportamiento físico fundamental. No obstante, la materialización de un sistema funcional requiere la incorporación de subsistemas adicionales cuya interacción determina, en última instancia, el desempeño global del reactor.

Desde esta perspectiva, el presente capítulo aborda el diseño integral del sistema de potencia nuclear, incorporando los mecanismos de conversión termoeléctrica, control de reactividad, blindaje radiológico y adaptación estructural para operación en entorno espacial, con énfasis particular en condiciones lunares. La integración de dichos subsistemas responde a la necesidad de garantizar no solo la generación de potencia eléctrica, sino también la estabilidad operativa, la seguridad inherente y la compatibilidad con las restricciones impuestas por el lanzamiento y la operación en vacío.

La conversión de energía térmica en electricidad se plantea mediante generadores termoeléctricos (TEG), cuya operación se fundamenta en el efecto Seebeck, fenómeno que permite la generación directa de potencia eléctrica a partir de un gradiente de temperatura. A diferencia de los ciclos termodinámicos convencionales, los TEG constituyen dispositivos de estado sólido, carentes de partes móviles, lo que se traduce en una elevada confiabilidad y una vida útil prolongada, características particularmente deseables en misiones espaciales donde el mantenimiento resulta inviable (Rowe, 2023; Wang et al., 2024).

Si bien su eficiencia de conversión es inferior a la de sistemas dinámicos, típicamente limitada por las propiedades termoeléctricas de los materiales y los gradientes térmicos disponibles, su simplicidad estructural y robustez operativa han motivado su uso extensivo en sistemas nucleares espaciales, como los generadores termoeléctricos de radioisótopos desde la década de 1960 en exploración de espacio profundo (Kempf et al., 2022).

Desde el punto de vista de control nuclear, el diseño incorpora un sistema de regulación de reactividad basado en materiales absorbentes de neutrones, específicamente carburo de boro (B_4C), seleccionado por su elevada sección eficaz de absorción y estabilidad a altas temperaturas. La implementación de mecanismos de inserción controlada permite modular el estado de criticidad del reactor, asegurando condiciones subcríticas durante el lanzamiento y habilitando una transición segura hacia operación crítica en el entorno destino.

Por otra parte, la presencia de radiación ionizante obliga a considerar estrategias de blindaje optimizadas en términos de masa y direccionalidad. A diferencia de aplicaciones terrestres, donde el blindaje puede diseñarse de forma aproximadamente isotrópica, los sistemas espaciales requieren configuraciones altamente direccionales, enfocadas en la protección de componentes sensibles y, en su caso, de la tripulación. Esta aproximación permite minimizar la penalización en masa, uno de los parámetros más restrictivos en misiones espaciales.

Adicionalmente, la operación en vacío introduce limitaciones fundamentales en los mecanismos de transferencia de calor, eliminando la convección como vía de disipación y estableciendo la radiación térmica como mecanismo dominante. Este hecho condiciona el diseño de los sistemas de rechazo de calor, particularmente los radiadores, cuya geometría y orientación deben garantizar la evacuación eficiente de la energía no convertida. Asimismo, la gravedad reducida en ambientes como el lunar $\left(\sim 1.62 \left[\frac{m}{s^2}\right]\right)$ introduce efectos adicionales en la dinámica de fluidos y en el comportamiento específicas en su diseño y validación.

Finalmente, el capítulo integra estos elementos dentro de una arquitectura coherente, en la cual la interacción entre subsistemas determina el desempeño global. Lejos de construir un conjunto de componentes independientes, el sistema propuesto se concibe como una unidad funcional acoplada, donde las variaciones en parámetros neutrónicos, térmicos o estructurales se propagan a través del sistema, afectando directamente la generación de potencia eléctrica y la estabilidad operativa.

5.2. Arquitectura general del sistema.

5.2.1. Descripción global del sistema.

La arquitectura del microrreactor es un sistema energético integrado en el cual, la generación, extracción, conversión y disipación se acoplan. A diferencia de los análisis presentados en capítulos previos, enfocados solo en el comportamiento físico del núcleo, el sistema como microrreactor considera la interacción funcional entre subsistemas, conectando de forma directa la generación térmica y la producción de energía eléctrica.

El núcleo compacto de 50 [kW] térmicos, basado en un arreglo hexagonal de 37 elementos combustibles de nitruro de uranio enriquecido, remoción de calor con un arreglo de 79 HPs, presenta una arquitectura térmica con redundancia intrínseca y tolerante a fallas, en la que la pérdida de uno o varios HPs no compromete la estabilidad global del sistema, condición relevante en aplicaciones espaciales.

El flujo térmico transportado alcanza temperaturas de 870 [K], en la zona del condensador de los HPs, estableciendo el gradiente necesario para la conversión termoeléctrica. La integración directa entre los HPs y los módulos TEG elimina interfaces térmicas intermedias, reduciendo pérdidas y simplificando la arquitectura. A pesar de la eficiencia limitada de estos dispositivos, su implementación con ausencia de partes móviles y su alta confiabilidad destacan sobre el rendimiento termodinámico en escenarios de operación autónoma prolongada (Rowe, 2023).

El control de la reactividad se lleva a cabo mediante un anillo de carburo de boro dispuesto concéntricamente al núcleo, cuyo desplazamiento axial permite modular la absorción neutrónica. Se establece una condición subcrítica durante el lanzamiento, seguida de una transición gradual hacia criticidad conforme se reduce la inserción, alcanzándose el estado crítico cuando una fracción residual del material permanece en la región activa. La configuración propuesta incorpora además un mecanismo de respuesta pasiva ante contingencias, favoreciendo la reinserción del elemento absorbente bajo la acción de la gravedad.

La arquitectura propuesta se distingue por la relación directa entre la configuración del núcleo y el sistema de remoción de calor, estableciendo una cadena de conversión energética en la que cada subsistema condiciona el desempeño del siguiente. El esquema de extracción distribuida, junto con la simplicidad inherente de la conversión termoeléctrica y los mecanismos pasivos de control, da lugar a un sistema robusto, compacto y apto para operación autónoma en entorno espacial.

5.2.1. Diagrama de bloques del sistema.

El comportamiento del microrreactor puede representarse mediante un diagrama de bloque que sintetiza la secuencia de conversión energética y la interacción entre subsistemas. Esta representación permite visualizar de forma clara la relación entre la generación de potencia térmica en el núcleo, su transporte mediante HPs, la conversión termoeléctrica y la disipación final del calor residual.

La Figura 5.1 presenta la arquitectura funcional del microrreactor, destacando la secuencia de conversión energética y la interacción entre subsistemas principales.

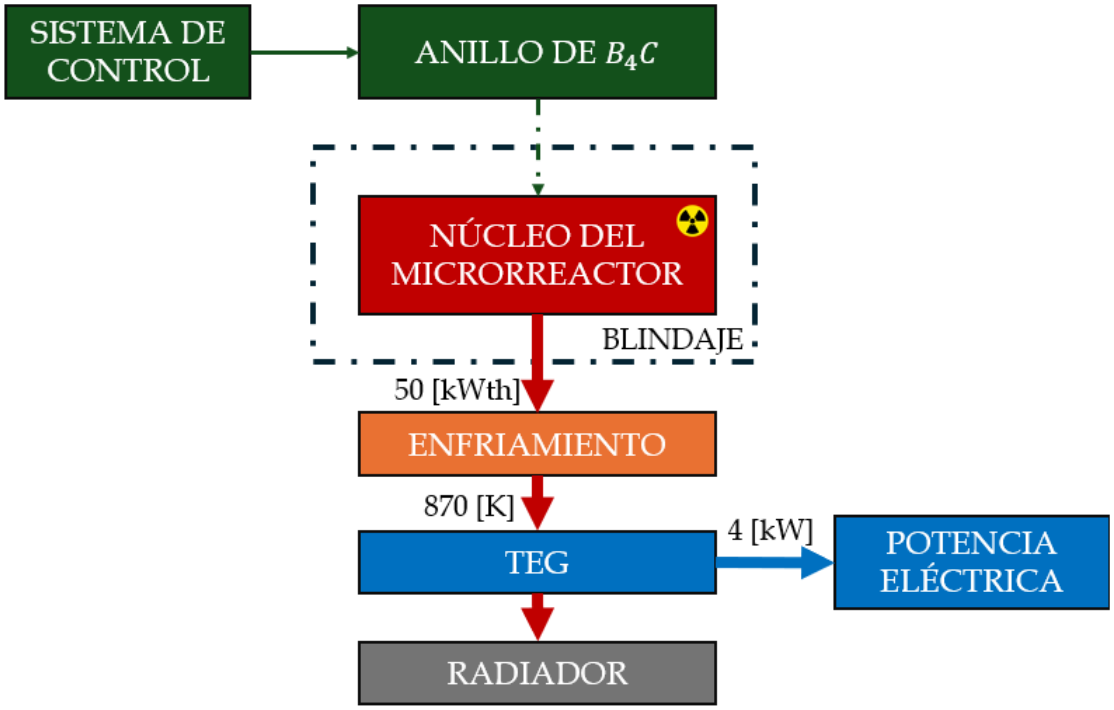


Figura 5.1. Diagrama de bloques configuración del microrreactor.

El bloque del núcleo constituye la fuente primaria de energía, generando una potencia térmica nominal de 50 [kW], a partir de la fisión controlada del combustible. Se encuentra directamente acoplado al sistema de remoción de calor con los HPs embebidos.

El bloque de enfriamiento acopla los 79 dispositivos distribuidos axialmente dentro de la región activa, estos actúan de dos formas principales, por una parte, como mecanismo de extracción térmica, transportando el calor del núcleo hacia la región externa; y por otra, establece una redistribución espacial del flujo térmico, homogenizando la temperatura, y con una salida de flujo térmico de 870 [K].

En el bloque del sistema de conversión termoeléctrica (TEG), acoplado a la sección del condensador de los HPs, el gradiente térmico entre el extremo caliente y el extremo frío permite la generación directa de potencia eléctrica mediante el efecto Seebeck. Este bloque transforma una fracción del flujo térmico en energía eléctrica, entregando una potencia objetivo del orden de 5 [kW], mientras que la fracción restante se mantiene como calor residual.

Anterior al flujo energético principal, el sistema incorpora un bloque de control de reactividad, representando al anillo de carburo de boro con desplazamiento axial. Si bien, este subsistema no participa directamente en la transferencia de energía, al regular la intensidad de la reacción en cadena, modula también la potencia térmica generada en el núcleo.

El bloque contorno de blindaje radiológico tiene como función atenuar la radiación emitida por el núcleo, protegiendo los subsistemas sensibles y la infraestructura circundante. Su presencia no influye en el flujo de conversión energética, pero introduce restricciones geométricas y de masa en la configuración completa del sistema.

Las interfaces de entrada y salida se definen de manera respectiva como control en posición del anillo, asociada a la lógica de operación autónoma y la salida eléctrica corresponde a la potencia generada por los módulos termoeléctricos para alimentar sistemas externos.

La representación en bloques permite identificar la secuencia de conversión energética y la interacción entre subsistemas. Con la arquitectura descrita, sigue analizar cada uno de sus componentes.

5.3. Sistema de conversión de potencia termoeléctrica (TEG).

La conversión de energía térmica en potencia eléctrica dentro del sistema se lleva a cabo mediante el uso de generadores termoeléctricos, dispositivos de estado sólido cuya operación se basa en el efecto Seebeck, mediante el cual un gradiente de temperatura induce la generación de una diferencia de potencial eléctrico. Se optó por este sistema, sobre los de conversión dinámica, por la eliminación de componentes móviles, reduciendo la complejidad mecánica y los requerimientos de mantenimiento, una ventaja en entornos espaciales, dónde la intervención podría no ser inmediata o factible.

El interés por este tipo de sistemas en aplicaciones nucleares espaciales no es reciente. Investigaciones tempranas, como la desarrollada por Robert J. Campana a finales de los años ochenta, exploraron la integración de dispositivos termoeléctricos y electromagnéticos en sistemas de potencia nuclear, destacando su capacidad para operar de manera continua bajo condiciones extremas sin degradación mecánica significativa. Dichos estudios, establecieron una línea de diseño basada en la confiabilidad y la simplicidad estructural, principios que continúan vigentes en el desarrollo contemporáneo de sistemas energéticos para el espacio.

Sin embargo, el avance en materiales termoeléctricos durante las últimas décadas ha permitido replantear las limitaciones históricas asociadas a estos dispositivos. Tecnología basada en bismuto-telurio (Bi_2Te_3), silicio-germanio ($SiGe$) y estructuras tipo *skutterudite*, caracterizadas por su estructura cristalina con cavidades; han mostrado mejoras sustanciales en su figura de mérito termoeléctrico (ZT), lo que se traduce en incrementos en la eficiencia de conversión bajo gradientes térmicos elevados (Park et al., 2018; Snyder & Toberer, 2008).

Investigaciones recientes reportan valores de ZT superiores a 1.5 en rangos de temperatura intermedia-alta, acercando la viabilidad de eficiencias del orden de 8-10% en configuraciones optimizadas (Fronzi et al., 2024).

Para este diseño, el nivel térmico disponible a la salida de los HPs (870 [K]), sitúa al sistema dentro de un régimen de operación para materiales termoeléctricos de media-alta temperatura, donde tecnologías basadas en SiGe o *skutterudite* han demostrado un desempeño competitivo frente a otras alternativas de conversión en términos de confiabilidad y vida útil (Rowe, 2023).

Aunque la tecnología de generación dinámica, como las que incluyen ciclos Brayton o Stirling, presenta valores de eficiencia superiores, su implementación implica componentes rotativos, sistemas de sellado, transporte de fluidos a presión y control dinámico, la complejidad de diseño incrementa, mientras que la tolerancia a fallas se reduce. En contraste, los TEG permiten una integración directa con los HPs, formando una cadena de conversión térmica continua, sin interfaces mecánicas intermedias.

Desde una perspectiva de integración, el sistema TEG es una extensión natural del arreglo de HPs, donde cada dispositivo actúa como un canal térmico que alimenta directamente los módulos de conversión. Con esta configuración se evitan concentraciones localizadas de calor, favoreciendo una distribución homogénea del flujo térmico.

La incorporación de generadores termoeléctricos en el microrreactor no es solo una solución tecnológica, sino una decisión de arquitectura que prioriza la confiabilidad, simplicidad y operación autónoma, por encima de la eficiencia máxima; conforme a sus objetivos espaciales, que demandan continuidad operativa y tolerancia a fallas.

5.3.1. Principio de operación (efecto Seebeck).

La conversión termoeléctrica implementada en el sistema se fundamenta en el sistema Seebeck, mecanismo que establece la base física para la generación directa de electricidad a partir del calor extraído del núcleo.

A nivel microscópico, el efecto Seebeck surge de la difusión de portadores de carga (electrones o huecos) desde la región de mayor temperatura hacia la de menor temperatura. Este desplazamiento genera una acumulación de carga y, por consiguiente, un campo eléctrico interno que se opone al flujo difusivo, alcanzándose un estado de equilibrio caracterizado por una diferencia de potencial medible entre los extremos del material. La magnitud de este voltaje se define por el coeficiente de Seebeck del material, propiedad que depende de su estructura electrónica y de la temperatura de operación (Snyder & Toberer, 2008).

El comportamiento macroscópico del fenómeno puede expresarse mediante la relación:

$$V = \int_{T_c}^{T_h} S(T)dT \quad (5.1)$$

Donde V representa el voltaje generado, S(T) el coeficiente de Seebeck dependiente de la temperatura, y T_h, T_clas temperaturas en los extremos caliente y frío, respectivamente. Para el microrreactor diseñado, el extremo caliente está asociado a la región de condensación de los HPs, mientras que el extremo frío corresponde a la interfaz con los radiadores térmicos, cuya temperatura dependerá de las condiciones de rechazo de calor en el entorno espacial.

La implementación práctica del efecto Seebeck en sistemas de generación de potencia requiere la utilización de módulos termoeléctricos compuestos por pares de materiales tipo n y tipo p, conectados eléctricamente en serie y térmicamente en paralelo, como se muestra en la Figura 5.2.

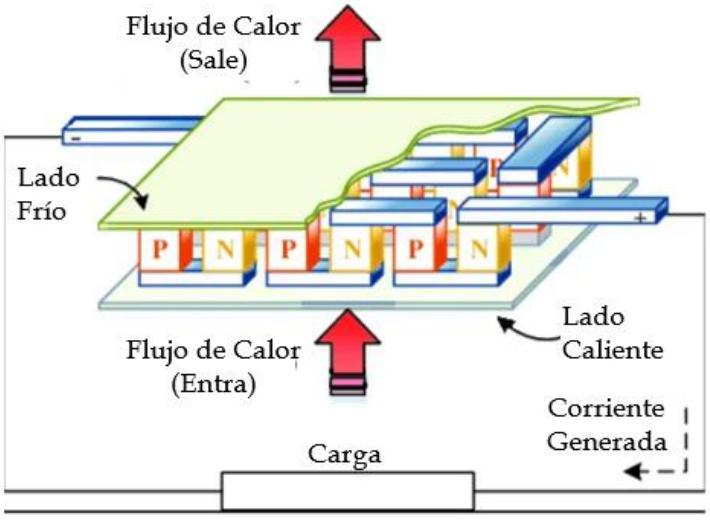


Figura 5.2. Implementación del efecto Seebeck.

Esta configuración permite incrementar el voltaje total generado, mientras se asegura un flujo continuo de calor a través del dispositivo. La eficiencia de conversión de estos módulos se encuentra estrechamente ligada a las propiedades intrínsecas de los materiales, comúnmente agrupadas en la denominada figura de mérito termoeléctrica ZT, la cual integra el coeficiente de Seebeck, la conductividad eléctrica y la conductividad térmica (Rowe, 2023).

A diferencia de otros sistemas de conversión, donde la eficiencia puede incrementar mediante optimización de ciclos termodinámicos, en los TEG el desempeño se encuentra condicionado por la diferencia de temperatura disponible entre sus extremos.

El aprovechamiento efectivo del efecto Seebeck no depende únicamente de la temperatura del lado caliente, sino también de la capacidad del sistema para mantener una temperatura suficientemente baja en el lado frío. En entornos espaciales, donde la disipación de calor ocurre exclusivamente por radiación, este requisito introduce una dependencia directa entre el diseño de los radiadores y la eficiencia global del sistema, estableciendo un vínculo entre la física de conversión y la arquitectura térmica.

El uso del efecto Seebeck en sistemas nucleares espaciales ha sido históricamente favorecido por su confiabilidad y estabilidad a largo plazo, características que han permitido su implementación en generadores termoeléctricos de radioisótopos utilizados en misiones de exploración profunda, como el MMRTG (*Multi-Mission Radioisotope Thermoelectric Generator*) en el rover *Perseverance* de NASA, mostrado en la Figura 5.3.



Figura 5.3. MMRTG rover NASA (cilindro blanco).

Sin embargo, a diferencia de dichos sistemas, el microrreactor propuesto opera a niveles de potencia significativamente superiores, lo que exige una integración más exigente entre la generación térmica, el transporte de calor y la conversión eléctrica.

5.3.2. Selección de tecnología y estado del arte.

La selección de la tecnología termoeléctrica constituye uno de los elementos más importantes en la arquitectura energética del microrreactor, debido a que el desempeño del sistema depende directamente de la capacidad de los materiales para mantener una conversión estable bajo gradientes térmicos elevados y periodos prolongados de operación.

Con ello, la elección no puede fundamentarse exclusivamente en la eficiencia máxima alcanzable, sino en un equilibrio entre estabilidad térmica, compatibilidad con el régimen de operación, resistencia a degradación y viabilidad de integración con el sistema de HPs.

La temperatura aproximada de 870 [K] alcanzada en la región de condensación de los HPs sitúa al sistema fuera del rango óptimo de materiales convencionales basados en teluro de bismuto (Bi_2Te_3), cuya aplicación se concentra principalmente en temperaturas inferiores a 500 [K] (Gámez-Avilez et al., 2026). Por otra parte, tecnologías históricamente empleadas en generadores termoeléctricos especiales, como los sistemas basados en silicio-germanio ($SiGe$), presentan un mejor desempeño a temperaturas cercanas o superiores a 1000 [K]. Entre ambos rangos, opera la familia de materiales tipo *skutterudite*, cuyo comportamiento termoeléctrico opera en intervalos de temperatura intermedia-alta.

Los materiales tipo *skutterudite* han despertado interés en investigaciones alrededor del mundo debido a su combinación de estabilidad estructural, baja conductividad térmica y capacidad para alcanzar valores elevados de figura de mérito termoeléctrica ZT. Su estructura cristalina, caracterizada por cavidades internas susceptibles de ser ocupadas por átomos "relleno", permite inducir mecanismos de dispersión de fonones que reducen el transporte de calor sin deteriorar significativamente la conductividad eléctrica, como se define e ilustra en la Figura 5.4 adaptada de Fleurial et al. (2002).

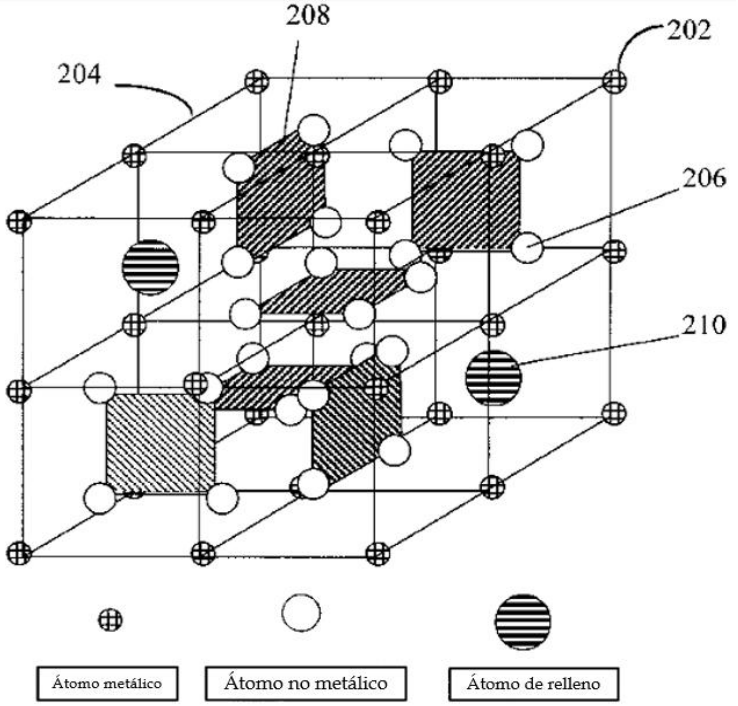


Figura 5.4. Estructura cristalina de skutterudite.

Los *skutterudite* se han posicionado como una de las principales líneas de investigación para sistemas de generación termoeléctrica orientados a aplicaciones aeroespaciales y de alta temperatura (Chu et al., 2020).

La presencia de esta tecnología en el sector espacial cobró relevancia en programas de investigación de la NASA en la década de los 2010's para el desarrollo de tecnología termoeléctrica avanzada, asociada a la evolución de los sistemas generadores termoeléctricos de radioisótopos (RTG, por sus siglas en inglés), como la mejora del RTG Multi-Misión, utilizado en *Perseverance.* Dentro de esta iniciativa, los *skutterudites* han sido identificados como candidatos potenciales para incrementar la eficiencia respecto a generadores de teluro de plomo (PbTe) y TAGS (aleación telurio, plata, germanio y antimonio), manteniendo simultáneamente altos niveles de confiabilidad operativa. Aunque aún no son sistemas implementados en vuelo, el interés internacional evidencia la viabilidad tecnológica y estratégica de esta línea de investigación.

Así como NASA, diversos grupos de investigación en Asia, particularmente en China, han intensificado el estudio de materiales termoeléctricos basados en *skutterudites* mediante estrategias avanzadas de ingeniería de interfaces, dopado y control microestructural. Guo, et al. (2024), demostraron recientemente que el control de difusión interfacial (movimiento de átomos entre materiales) en dispositivos *skutterudite* permite reducir significativamente la degradación termoeléctrica durante operación prolongada a temperaturas elevadas. En dicho estudio, módulos operando a temperaturas cercanas a 823 [K] mantuvieron estabilidad funcional durante pruebas continuas, reportándose tasas de degradación anual inferiores al 2%, comparado al 4.8% anual del MMRTG (NASA, 2017), dato importante al considerar la vida útil de 10 años propuesta en este diseño.

El incremento de eficiencia es el mayor atractivo, pues, históricamente una de las principales limitaciones de los sistemas termoeléctricos de alta temperatura ha sido la degradación de interfaces entre los elementos semiconductores y las capas metálicas de contacto, fenómeno asociado a difusión atómica, incompatibilidad con la expansión térmica y crecimiento de resistencias interfaciales. Chu, et al. (2020), muestra que la estabilidad mecánica y eléctrica de estas uniones puede mejorarse significativamente mediante capas barreras optimizadas y técnicas avanzadas de unión metal-semiconductor, mitigando uno de los principales obstáculos para la implementación prolongada de dispositivos termoeléctricos en aplicaciones energéticas de mayor demanda.

La Tabla 5.1 compara los materiales termoeléctricos según la temperatura de operación.

Tabla 5.1. Materiales termoeléctricos.

Material	Rango térmico óptimo [K]	ZT Promedio	Aplicación
Bi_2Te_3	300-500	0.8-1.1	Electrónica
Skutterudite	500-900	1.2-1.5	Automotriz/Espacial
SiGe	>900	0.6-0.9	RTG espaciales

La implementación conceptual de modelos basados en *skutterudites* presenta ventajas para este diseño. La utilización de 79 HPs distribuidos dentro de la región activa favorece una extracción térmica homogénea, proporcionando condiciones térmicas relativamente uniformes en la interfaz caliente de los módulos termoeléctricos.

De manera adicional, siguiendo los principios de diseño (centrados en simplicidad estructural, ausencia de partes móviles y operación autónoma), a diferencia del uso de ciclos Brayton o convertidores Striling, los TEG permiten una integración compacta, eliminando turbo-maquinaria, sistemas de sellado y mecanismos rotativos susceptibles a desgaste mecánico. Aunque esta decisión implica un sacrificio en eficiencia, se reduce la complejidad operativa y la vulnerabilidad mecánica.

Aunque el estado del arte evidencia avances significativos en estabilidad y eficiencia, los materiales tipo *skutterudite* continúan en fase de evolución tecnológica y enfrentan desafíos relacionados con irradiación prolongada, confiabilidad de interfaces y degradación termoquímica en ambientes extremos. Debe tomarse en cuenta que un microrreactor de fisión como el propuesto, representa una condición más agresiva que la presente en RTG, lo cual introduce incertidumbre respecto al comportamiento a largo plazo de los módulos.

La selección de *skutterudite* en este diseño no debe interpretarse como una decisión tecnológica definitiva, sino como una elección prospectiva coherente con las tendencias actuales de investigación (Peressotti, 2018), en sistemas termoeléctricos espaciales. La compatibilidad térmica con el régimen de operación del reactor, junto con los avances recientes en estabilidad interfacial y desempeño termoeléctrico, convierten a esta familia de materiales en una de las alternativas más prometedoras para futuras generaciones.

5.3.3. Estimación de eficiencia y potencia eléctrica.

La estimación del desempeño eléctrico del sistema termoeléctrico requiere fijar condiciones de frontera coherentes con el entorno de operación. Para ello, se adopta como caso base la operación en la superficie lunar, donde el rechazo por calor ocurre exclusivamente por radiación.

En este escenario, el lado caliente se asocia a la región de condensación de los HPs, con una temperatura definida de $T_h = 870\ [K]$, mientras que la temperatura del lado frío T_c se determina a partir del equilibrio en radiación de los paneles disipadores.

El flujo térmico rechazado por radiación puede expresarse mediante la ley de Stefan-Boltzmann:

$$q = \varepsilon\sigma A(T_c^4 - T_{espacio}^4) \tag{5.1}$$

Donde ε representa la emisividad superficial, σ la constante de Stefan-Boltzmann y A el área efectiva de radiación. Considerando un entorno profundo donde T_{espacio} resulta despreciable frente a T_c, y adoptando valores típicos de emisividad en recubrimientos espaciales ($\varepsilon \approx 0.85 - 0.9$), es razonable estimar temperaturas de operación del radiador en el intervalo de 400 a 500 [K] para configuraciones compactas (Gilmore, 2020; Meseguer et al., 2012).

A partir de estas condiciones, el gradiente térmico efectivo disponible para la conversión termoeléctrica se sitúa aproximadamente en:

$$\Delta T = T_h - T_c \approx 370 - 470\ [K]$$

Este rango es consistente con el dominio de operación de materiales tipo *skutterudite,* cuya eficiencia se encuentra limitada por la figura de mérito termoeléctrica promedio ZT. La eficiencia máxima teórica de un generador termoeléctrico puede aproximarse mediante:

$$\eta = \frac{T_h - T_c}{T_h} \frac{\sqrt{1+ZT}-1}{\sqrt{1+ZT}+\frac{T_c}{T_h}} \tag{5.2}$$

Donde ZT representa el desempeño termoeléctrico del material. Para valores reportados recientemente en *skutterudites* avanzados, $ZT \approx 1.2 - 1.6$ en el rango de temperatura considerado (Fronzi et al., 2024; Park et al., 2018), lo que conduce a eficiencias ideales e el intervalo de 10% a 14% bajo condiciones óptimas.

Tomando un valor promedio $ZT = 1.3$, la variación de la eficiencia termoeléctrica en función del gradiente térmico se presenta en la Figura 5.5, donde se ha evaluado la expresión 5.2, considerando la temperatura de operación del sistema.

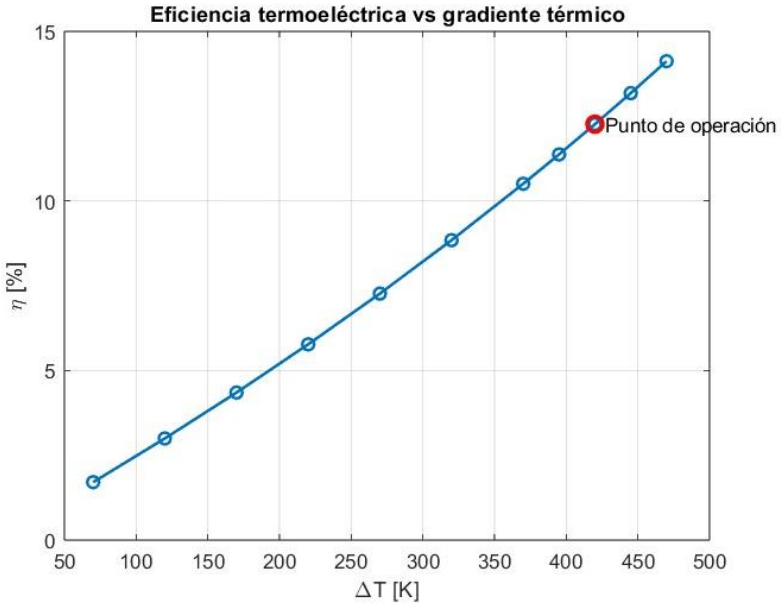


Figura 5.5. Eficiencia térmica de skutterudite.

Aunque la Figura 5.5, muestra una eficiencia de 12.2% para el gradiente de diseño, la operación real de módulos termoeléctricos integrados en sistemas energéticos complejos introduce pérdidas adicionales asociadas a resistencias eléctricas de contacto, degradación interfacial, no uniformidad térmica y limitaciones geométricas. NASA (2017) reporta eficiencias prácticas menores, situándolas en 8%.

Por tanto, la potencia eléctrica generada por el sistema puede estimarse como:

$$P_e = \eta Q_{th} \tag{5.3}$$

Donde $Q_{th} = 50\ [kW]$ corresponde a la potencia térmica del microrreactor. Sustituyendo los valores de eficiencia obtenidos por NASA:

$$P_e = 4\ [kW]$$

La estimación obtenida establece un marco realista de desempeño y delimitar el impacto de futuras mejoras en materiales termoeléctricos. Investigaciones recientes orientadas al control de difusión interfacial y optimización microestructural han demostrado incrementos en estabilidad y rendimiento, sugiriendo que mejoras progresivas en eficiencia podrían alcanzarse en el mediano plazo (Guo et al., 2024).

5.3.4 Integración con heat pipes y dimensionamiento del acoplamiento HP–TEG.

La integración entre los 79 HPs y el subsistema termoeléctrico se formula como un problema de redistribución de flujo térmico: a partir de $Q_{th} = 50\ [kW]$ y una temperatura en la región de condensación del orden de $T_h = 870\ [K]$, debe generarse una superficie caliente efectiva compatible con módulos TEG de alta temperatura, preservando uniformidad térmica y estabilidad mecánica en vacío.

Para el dimensionamiento se adoptan valores de densidad de potencia eléctrica reportados para módulos basados en *skuterudittes* bajo gradientes $\Delta T \sim 450 - 600[K]$. Trabajos recientes sitúan este parámetro en el intervalo $2.1 - 7.6\ \left[\frac{W}{cm^2}\right]$, dependiendo de la arquitectura del módulo y la optimización de contactos (El Oualid et al., 2021; Park et al., 2018). En congruencia con condiciones reproducibles, se selecciona un valor representativo:

$$P'' = 3.5 \left[\frac{W}{cm^2}\right]$$

De la potencia eléctrica esperada para el sistema, se obtiene el área efectiva total requerida:

$$A_{TEG} = \frac{P_e}{P''} = \frac{4000}{3.5} \approx 1143\ [cm^2]$$

Este resultado establece una superficie de conversión compacta, consistente con dispositivos termoeléctricos avanzados de alta densidad de potencia.

Adoptando módulos de geometría estándar de 5x5 [cm] (25 $[cm^2]$), el número requerido resulta:

$$N_{TEG} = \frac{1143}{25} \approx 46$$

Por tanto, la arquitectura de conversión se materializa mediante 46 módulos termoeléctricos, dispuestos en una configuración anular segmentada alrededor del núcleo. Esta disposición permite interceptar el flujo térmico proveniente de múltiples HPs de forma simultánea, reducir gradientes locales en la interfaz caliente y mantener compacidad geométrica compatible con restricciones espaciales.

La diferencia de escala entre 79 HPs y 46 módulos confirma la necesidad de un elemento intermedio que homogenice el flujo térmico antes de la conversión. Con el fin de transformar superficies cilíndricas en interfaces planas de alta conductancia, se introduce un colector térmico de geometría hexagonal (*hot shoe*).

El colector redistribuye el flujo térmico pues cada HP actúa como fuente primaria cuya potencia es difundida en el colector antes de su entrega a los módulos. Las caras planas permiten el acoplamiento director de módulos TEG sin discontinuidades de contacto, para mayor uniformidad térmica.

El uso de colectores intermedios ha sido identificado como un factor determinante para alcanzar altas densidades de potencia en sistemas termoeléctricos compactos (El Oualid et al., 2021).

El flujo térmico promedio sobre la superficie activa puede estimarse como:

$$q'' = \frac{Q_{th}}{A_{TEG}} = \frac{50000}{1143} \approx 43.74 \left[\frac{W}{cm^2}\right]$$

Este valor muestra que la interfaz opera en un régimen de alta densidad de flujo térmico, coherente con aplicaciones termoeléctricas avanzadas. Con ello, la minimización de resistencias de contacto y la estabilidad de interfaces adquieren mayor peso en el desempeño global.

La transferencia eficiente de calor y la durabilidad del sistema dependen de una estructura interconectada, iniciando con la interfaz HP-colector, una lámina de grafito flexible (Grafoil), capaz de compensar irregularidades superficiales y mantener conductancia térmica elevada en el vacío. El colector, cuyo lado caliente utiliza una aleación TZM (Titanio-Circonio-Molibdeno), por su compatibilidad con *skuteruditte*s $\left(5 - 9\ \frac{x10^{-6}}{K}\right)$ y el lado frío con aluminio 6061-T6 para transferir el calor al sistema de radiadores; acoplado a los módulos termoeléctricos.

La segmentación del colector no responde a conveniencia geométrica, sino a la necesidad de limitar gradientes internos y distribuir de forma homogénea el flujo térmico proveniente de los HPs.

Estudios recientes en generadores termoeléctricos de alta densidad de potencia destacan que la homogeneidad en la interfaz caliente constituye un factor determinante para alcanzar valores reproducibles de densidad de potencia y eficiencia, particularmente en dispositivos basados en skutterudites (El Oualid et al., 2021; Park et al., 2018).

Se analizan tres configuraciones discretas del colector anular: 6, 8 y 12 zonas térmicas, con el objetivo de identificar un compromiso adecuado entre carga térmica por sector, complejidad estructural y número de interfaces.

- Seis zonas térmicas.

La potencia por sector asciende a:

$$Q_{\text{zona}} \approx \frac{50\,000}{6} \approx 8.3\ \text{kW}$$

Este nivel de carga impone flujos térmicos elevados en el interfaz colector–TEG, incrementando la resistencia térmica efectiva y requiriendo mayores espesores de material conductor para alcanzar uniformidad, lo que penaliza la masa total del sistema.

- Doce zonas térmicas.

  La carga por sector se reduce a:

$$Q_{\text{zona}} \approx 4.2\ \text{kW}$$

Si bien esta configuración mejora la homogeneidad térmica local, introduce un número elevado de interfaces mecánicas y térmicas, aumentando la complejidad de ensamblaje y el riesgo de degradación en condiciones de operación prolongada, particularmente en vacío y bajo ciclos térmicos.

- Ocho zonas térmicas.

  La potencia por sector resulta:

$$Q_{\text{zona}} \approx \frac{50\,000}{8} \approx 6.25\ \text{kW}$$

Este valor permite mantener flujos térmicos dentro de rangos compatibles con densidades de potencia reportadas para módulos de *skutterudites* ($2.1 - 7.6\ \text{W/cm}^2$), sin exigir incrementos significativos en el espesor del colector ni comprometer la compacidad del sistema (El Oualid et al., 2021).

Se opta por ocho zonas térmicas, dada su distribución de carga térmica, gestionando 6.25 [kW] por sector, compatible con aleaciones TZM. Así como la reducción de interfaces, para minimizar pérdidas térmicas y simplificación de la integración estructural.

La asignación de elementos dentro de cada zona deriva de la relación entre el número total de HPs y módulos TEG:

$$\frac{79}{8} \approx 9.9; \frac{46}{8} \approx 5.75$$

Dado que estos valores no son enteros, se adopta una distribución discreta de 7 zonas con 10 HPs y 1 zona con 9 HPs, y 6 zonas con 6 TEG y 2 zonas con 5 TEG.

Esta asignación introduce una variación controlada en la carga térmica por módulo, inferior al 20%, margen aceptable en una etapa de diseño conceptual y consistente con la dispersión experimental reportada en dispositivos termoeléctricos de alta temperatura (Prado-Gonjal et al., 2018).

La Figura 5.6, muestra la integración de nueve HPs y su redistribución hacia cinco módulos termoeléctricos mediante un colector térmico segmentado.

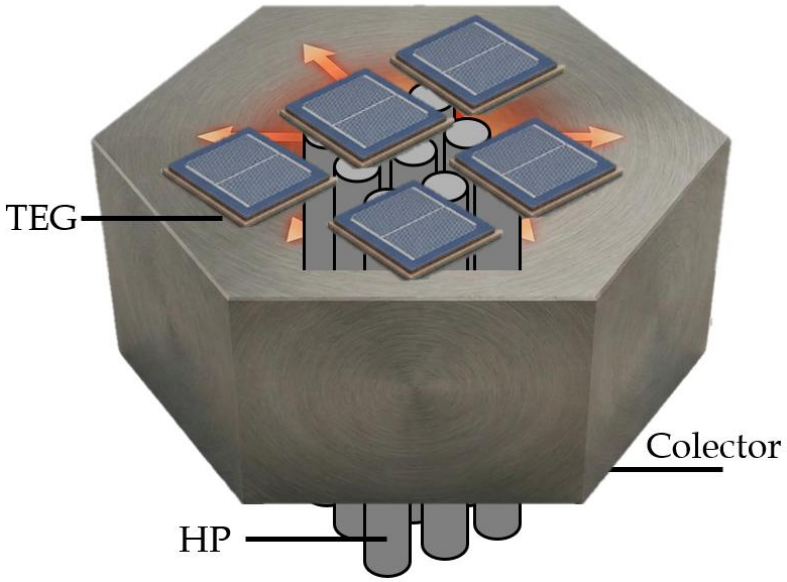


Figura 5.6. Zona térmica.

De esta manera, el sistema se comporta como un medio térmico continuo discretizado, donde cada zona contribuye de forma equivalente, mitigando la influencia de la naturaleza discreta de las fuentes de calor.

Adicionalmente, se incorpora un sistema de precarga elástica (1-2 [MPa]) que garantiza estabilidad mecánica frente a vibraciones y permite acomodar expansiones térmicas diferenciales sin inducir esfuerzos críticos en los módulos.

Este sistema aplica una presión de contacto controlada sobre el *stack* termoeléctrico, permitiendo compensar tanto las irregularidades superficiales como las expansiones térmicas diferenciales entre materiales con coeficientes de expansión disímiles. Un esquema representativo se presenta en la Figura 5.7.

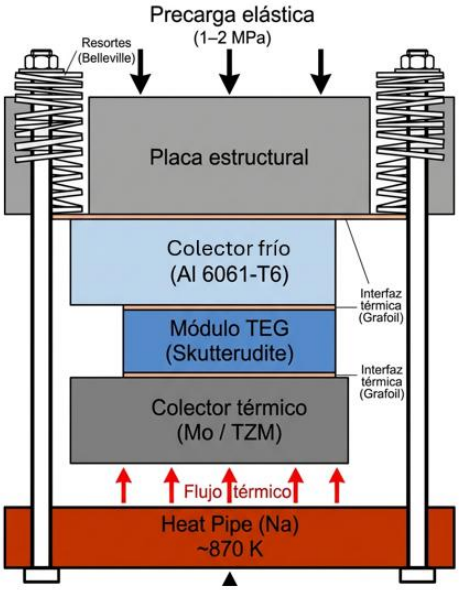


Figura 5.7. Configuración del sistema de precarga elástica.

La implementación mediante arandelas tipo Belleville o elementos elásticos equivalentes permite mantener una fuerza prácticamente constante a lo largo de los ciclos térmicos, asegurando la continuidad del contacto térmico bajo condiciones de operación en vacío y durante las solicitaciones dinámicas del lanzamiento.

5.3.5. Limitaciones y compromisos de diseño.

Aunque la segmentación en ocho zonas reduce la no uniformidad, el colector no puede considerarse estrictamente isotérmico. La potencia por zona (~ 6.25 kW) genera gradientes radiales y tangenciales cuya magnitud depende de la conductividad del material (TZM), el espesor del colector y la distribución espacial de los HPs.

Un colector más grueso mejora la uniformidad térmica, pero incrementa la masa, afectando la viabilidad de lanzamiento. Este conflicto constituye uno de los compromisos centrales del diseño.

La coexistencia de materiales con coeficientes de expansión térmica distintos (skutterudites, molibdeno, aluminio) introduce esfuerzos durante el arranque y operación. Aunque el sistema de precarga elástica mitiga este efecto, persisten limitaciones como el riesgo de delaminación en interfaces, la acumulación de fatiga térmica y sensibilidad a gradientes transitorios.

Estos fenómenos han sido identificados como factores críticos en la durabilidad de módulos termoeléctricos de alta temperatura. A temperaturas cercanas a 870 K, los materiales basados en skutterudites presentan posible sublimación de elementos volátiles (Sb), difusión interfacial y degradación progresiva del ZT.

Investigaciones recientes muestran que técnicas de estabilización, como el control de difusión interfacial y recubrimientos protectores, pueden limitar la degradación a tasas inferiores al 2% anual (Guo et al., 2024), aunque estos métodos incrementan la complejidad de fabricación.

La eficiencia global del sistema no depende únicamente del lado caliente. La capacidad de los radiadores para mantener un gradiente térmico elevado requiere de un balance, pues un incremento de temperatura en el lado frío reduce el ΔT y al ser menor, la eficiencia cae. Este acoplamiento balanceado refuerza la necesidad de diseñar el sistema de conversión y el de rechazo de calor como un conjunto integrado.

5.4 Sistema de rechazo de calor (radiadores).

La conversión termoeléctrica definida previamente establece la necesidad de gestionar una fracción dominante de energía no convertida.

Para una potencia térmica de 50 [kW] y una eficiencia del orden de 8 %, el calor residual a disipar se sitúa aproximadamente en 46 [kW], magnitud que no puede ser evacuada por mecanismos convectivos en entorno espacial y que, por tanto, debe rechazarse exclusivamente mediante radiación térmica.

5.4.1. Dimensionamiento de área de radiación.

El dimensionamiento del sistema de rechazo se fundamenta en la ley de Stefan-Boltzmann, considerando las siguientes condiciones representativas del diseño emisividad efectiva: $\varepsilon \approx 0.9$. y temperatura del lado frío $T_c \approx 450\ [K]$.

Bajo estas condiciones, el área de radiación requerida se estima como:

$$A_{rad} = \frac{Q_{rej}}{\varepsilon \sigma T_c^4} \tag{5.4}$$

Lo que conduce a un valor en el orden de:

$$A_{rad} = 10\ [m^2]$$

Este resultado es consistente con sistemas espaciales, en los cuales el rechazo de calor constituye el principal condicionante geométrico del sistema (Gilmore, 2020). La magnitud obtenida muestra que el subsistema de radiación no es un elemento auxiliar, sino un componente que determina la configuración total del microrreactor.

5.4.2. Acoplamiento térmico con el sistema TEG.

El desempeño del sistema de rechazo de calor no puede analizarse de forma aislada, pues estabiliza el diferencial térmico.

La temperatura del lado frío de los módulos TEG depende directamente de la capacidad de disipación de radiación, variaciones en el gradiente térmico efectivo impacta en la eficiencia de conversión.

En consecuencia, la arquitectura adoptada debe garantizar una transferencia térmica eficiente desde el colector frío hacia las superficies radiantes, minimizando resistencias intermedias, utilizando materiales de alta conductividad térmica (Al 6061-T6), con trayectorias térmicas cortas y continuas, para una distribución homogénea del flujo hacia los paneles de radiación.

5.4.3. Configuración geométrica del sistema de radiación.

El área requerida excede las dimensiones del núcleo, lo que impide una integración compacta sin mecanismos adicionales. Debe adoptarse una arquitectura de radiadores desplegables, en la que las superficies radiantes permanecen plegadas durante el lanzamiento y se despliegan en condiciones operativas.

Se consideran dos configuraciones principales:

a) Paneles articulados. Superficies planas conectadas mediante bisagras al cuerpo del reactor, que se extienden radialmente tras el despliegue. Priorizando la simplicidad mecánica y relación área/masa.

b) Geometría tipo abanico o disco segmentado. Paneles dispuestos en forma radial continua, formando una superficie casi circular alrededor del sistema. Con distribución térmica más uniforme para reducir los gradientes locales.

Ambas configuraciones han sido empleadas en sistemas espaciales de potencia, donde la relación entre área de radiación y volumen de lanzamiento constituye una restricción importante (Gilmore, 2020).

La Figura 5.8 muestra los paneles de superficie radiante en geometría tipo disco completamente desplegados e integrados con el sistema de conversión termoeléctrico.

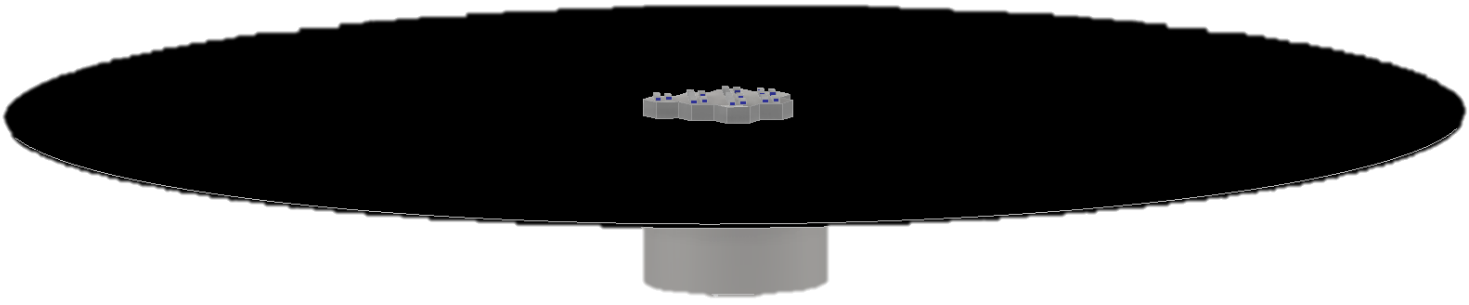


Figura 5.8. Configuración del sistema de radiadores desplegables.

5.5. Sistema de control de reactividad.

La estrategia de control de reactividad se fundamenta en la modulación axial de un elemento absorbente anular, cuyo accionamiento mecánico permite transitar entre condiciones subcríticas durante lanzamiento y criticidad en operación. En contraste con arquitecturas basadas en tambores reflectores, la solución propuesta prioriza robustez mecánica, continuidad geométrica del campo neutrónico y reducción de fallas, atributos fundamentales en entornos espaciales donde la intervención correctiva resulta inviable (McClure et al., 2020; Poston et al., 2018).

5.5.1. Principio de inserción axial con seguidor reflector.

El control de reactividad se logra mediante el desplazamiento axial de un anillo absorbente que rodea la región activa. El mecanismo no se limita a extraer material absorbente; incorpora un seguidor de reflector, de manera de que el volumen liberado por el absorbente es ocupado progresivamente por material reflector (BeO). Esta sustitución volumétrica preserva la continuidad de propiedades neutrónicas en la periferia del núcleo, evitando perturbaciones abruptas en el espectro y distribución de flujo.

El sistema opera en condición subcrítica en lanzamiento y posible contingencia, el anillo permanece completamente insertado, maximizando la absorción periférica. Al iniciar operaciones, la transición a criticidad se logra con la retracción axial del anillo reduciendo la absorción, mientras el seguidor reflector ocupa su posición, incrementando la eficacia del retorno neutrónico hacia el núcleo. El punto crítico se alcanza cuando la longitud efectiva insertada se reduce a aproximadamente 8 [cm], de acuerdo con el análisis neutrónico desarrollado previamente.

La incorporación del seguidor reflector no constituye un refinamiento menor; responde a la necesidad de evitar discontinuidades espaciales que, en sistemas compactos y de alta reflectividad, pueden amplificar gradientes de potencia y comprometer la estabilidad operacional (Duderstadt & Hamilton, 1976).

5.5.2. Arquitectura mecánica del sistema de accionamiento.

El movimiento del anillo se implementa mediante un sistema de accionamiento axial guiado, adaptado para condiciones de vacío, microgravedad y ciclos térmicos elevados.

Análogamente, la arquitectura propuesta contempla un mecanismo de accionamiento motorizado o pasivo asistido por gravedad, para posicionar el anillo con precisión, así como un sistema de retención diseñado para resistir vibraciones y cargas dinámicas, típicas de lanzamiento.

A diferencia de sistemas rotacionales, el desplazamiento axial elimina la necesidad de sellos dinámicos complejos y reduce la exposición de superficies móviles a flujos térmicos intensos, mejorando la confiabilidad del sistema (McClure et al., 2020). La Figura 5.9 presenta un concepto sobre sus proporciones espaciales.

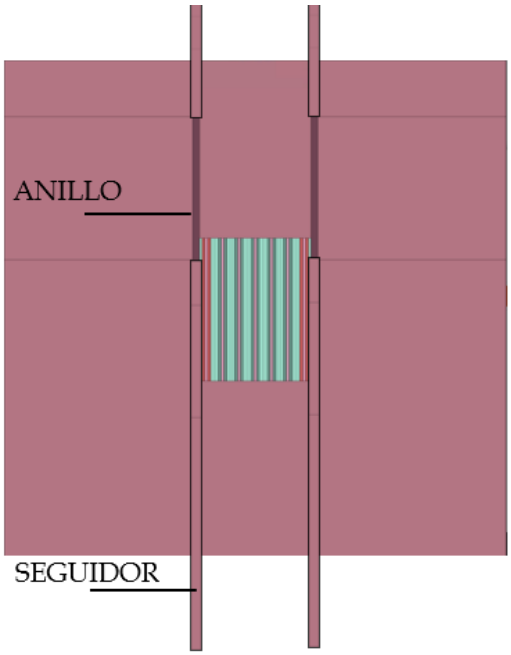


Figura 5.9. Sistema con seguidor de reflector.

5.5.3. Comparación con sistemas de control mediante tambores.

Los microrreactores compactos suelen emplear tambores reflectores parcialmente absorbentes, cuya rotación modula la fracción de neutrones reflejados hacia el núcleo. Si bien esta estrategia ofrece control continuo, introduce múltiples elementos móviles independientes, mecanismos de rotación expuestos a desgaste y sensibilidad a desalineaciones.

En contraste, el anillo absorbente axial reduce el número de grados de libertad mecánicos, mantiene la simetría radial del sistema y evita asimetrías en el campo neutrónico.

Estos atributos simplifican sistemas de control en reactores espaciales, donde la confiabilidad prima sobre la fineza del control dinámico (Poston et al., 2018).

5.5.4. Estrategia de apagado de emergencia.

Como medida adicional de seguridad, se contempla un mecanismo pasivo de apagado basado en la pérdida deliberada de acoplamiento entre el núcleo y el reflector. Una acción mecánica, como una liberación estructural controlada, induce un desplazamiento relativo que reduce drásticamente la retroalimentación neutrónica, llevando al sistema a una condición subcrítica.

Análogo a estrategias de *fail-safe* utilizadas en diseños espaciales, elimina la dependencia exclusiva de elementos absorbentes móviles y proporciona una ruta alternativa de apagado, necesaria ante fallos del sistema de acoplamiento principal (IAEA, 2022).

5.6. Sistema de blindaje radiológico.

El diseño del sistema de blindaje radiológico se concibe como un elemento fundamental para la viabilidad del microrreactor en entorno espacial, particularmente en aplicaciones sobre superficie lunar, donde la ausencia de atmósfera y magnetosfera elimina mecanismos naturales de atenuación. Bajo estas condiciones, la protección frente a radiación neutrónica y gamma no solo responde a criterios de seguridad, sino que condiciona directamente la integridad de sistemas electrónicos, estructuras y posibles cargas útiles asociadas.

A diferencia de reactores terrestres, donde el blindaje puede ser masivo y omnidireccional, el presente diseño opta por un blindaje direccional (*shadow shielding*), orientada a proteger únicamente las regiones críticas del sistema, reduciendo de forma significativa la penalización en masa. La protección efectiva en sistemas nucleares espaciales no se alcanza mediante confinamiento absoluto, sino a través de la gestión direccional del campo de radiación, complementada por la distancia de emplazamiento y el aprovechamiento del entorno. (El-Genk 2009; IAEA, 2022).

5.6.1. Blindaje direccional.

El concepto de *shadow shield* se basa en interponer materiales atenuantes únicamente en la línea de vista entre el núcleo y los componentes a proteger, como sistemas electrónicos de potencia, módulos de conversión termoeléctrica, mecanismos de control y carga útil.

En el diseño presentado, el blindaje se ubica en la región superior del núcleo, generando una "sombra" que protege los subsistemas situados en esa dirección. En direcciones no críticas se permite la propagación controlada del flujo, bajo condiciones que aseguran niveles de exposición compatibles con la operación segura del sistema.

El control de la exposición radiológica no depende exclusivamente del blindaje local. Se introduce de manera explícita la distancia entre el reactor y los sistemas a proteger, estableciendo una estrategia de emplazamiento que constituye un elemento activo del diseño.

Para radiación gamma directa, la intensidad decrece aproximadamente con el inverso del cuadrado de la distancia:

$$I(r) \propto \frac{1}{r^2} \quad (5.5)$$

Por lo tanto, el microrreactor debe operar a una distancia del orden de decenas de metros respecto a un eventual campamento, magnitud consistente con estudios de sistemas de fisión espacial donde la separación física constituye un mecanismo primario de protección (Poston et al., 2018; IAEA 2022).

La incorporación del *standoff* permite reducir de forma sustancial la dosis recibida en el hábitat, incluso considerando de radiación secundaria.

La superficie lunar ofrece la posibilidad de integrar el entorno como parte del sistema de blindaje. El diseño contempla el uso de configuraciones geométricas del sitio que incrementan la atenuación efectiva sin penalizar la masa del sistema, ubicando el microrreactor en depresiones o cavidades naturales, que limitan la línea de vista directa hacia el reactor.

Esta estrategia ha sido identificada como una solución viable en estudios de infraestructura nuclear para superficie lunar, al permitir un incremento significativo de la protección sin requerir materiales adicionales transportados desde la Tierra (U.S. Department of Energy, 2026).

El objetivo del sistema de blindaje no es la eliminación completa de la radiación, sino la reducción de la dosis a niveles compatibles con estándares operacionales. En aplicaciones espaciales, estos límites se establecen en función de la exposición ocupacional prolongada y la tolerancia de sistemas electrónicos.

Guías internacionales, como las de la Agencia Internacional de Energía Atómica, las cuales fijan límites de exposición del orden de 20 mSv/año para personal ocupacional y 1 mSv/año para público general.

En aplicaciones espaciales, donde las condiciones de fondo radiactivo difieren significativamente de las terrestres, se adopta un enfoque conservador orientado a mantener la contribución adicional del microrreactor dentro de magnitudes comparables al límite público, mediante la combinación de blindaje direccional, distancia de emplazamiento y configuración geométrica del sitio.

5.7. Operación en entorno espacial (Luna).

La operación del microrreactor en superficie lunar introduce condicionantes de transferencia térmica en vacío, interacción radiológica con el entorno, logística de emplazamiento y estabilidad estructural bajo gravedad reducida. El sistema propuesto no se concibe como un dispositivo aislado, sino como una infraestructura energética integrada al entorno lunar, cuya configuración responde simultáneamente a criterios de eficiencia, seguridad y viabilidad operativa.

5.7.1. Condiciones ambientales.

La Luna presenta un entorno caracterizado por vacío prácticamente absoluto, ausencia de atmósfera y magnetosfera, temperaturas superficiales altamente variables y exposición a radiación cósmica y solar. Estas condiciones implican que la transferencia de calor ocurre exclusivamente por radiación, la atenuación natural de radiación ionizante es inexistente y los materiales experimentan gradientes térmicos severos.

En consecuencia, los subsistemas previamente descritos son determinantes en la viabilidad de sistema, particularmente radiadores y blindaje, al constituir los únicos mecanismos de rechazo térmico y protección radiológica, respectivamente (NASA, 2021).

5.7.2. Propuesta de emplazamiento del sistema en superficie lunar.

La definición del emplazamiento del microrreactor constituye una extensión natural del proceso de diseño, en el cual el entorno deja de ser una condición externa para convertirse en un elemento funcional del sistema. La selección del sitio no responde únicamente a criterios de conveniencia operativa, sino a la integración de variables térmicas, radiológicas y geométricas que condicionan directamente la viabilidad del sistema energético.

Se propone como región de referencia el entorno del cráter Shackleton, localizado en el Polo Sur Lunar, zona considerada en estudios de arquitectura lunar (Zuber, et al., 2012). La lección de esta región se sustenta por sus elevaciones con iluminación casi permanente, presencia de cráteres y relieves pronunciados, estabilidad térmica relativa en zonas expuestas.

No obstante, es importante señalar que los cráteres de sombra permanente, como el Shackleton, alcanzan profundidades de un par de kilómetros y temperaturas extremadamente bajas, además de constituir regiones de alto interés científico por la posible presencia de volátiles.

No se considera viable la instalación del microrreactor en el interior del cráter debido a las condiciones térmicas incompatibles con el régimen de operación del sistema, riesgos de contaminación de regiones científicamente sensibles, limitaciones operativas y de acceso.

En su lugar, se propone una estrategia de emplazamiento periférico, en la cual el cráter se utiliza como referencia topográfica y elemento pasivo del diseño.

5.7.3. Configuración espacial del sistema.

La arquitectura de emplazamiento se basa en la separación funcional entre el sistema de generación y la zona habitable, estableciendo una configuración distribuida que incrementa la seguridad.

El hábitat se ubica sobre una cresta elevada próxima al borde del cráter, aprovechando condiciones de iluminación sostenida y visibilidad. El microrreactor se sitúa en una región topográficamente inferior, ya sea en una pendiente descendente o en una depresión natural adyacente al cráter.

Esta disposición introduce un desacoplamiento geométrico que reduce la línea de vista directa entre ambas zonas, favoreciendo la atenuación del flujo de radiación.

La separación entre el microrreactor y el hábitat se establece en un rango de 150 a 250 [m], siguiendo el concepto de *standoff* como parámetro de diseño. Esta distancia permite explotar la atenuación geométrica de la radiación, en combinación con el blindaje direccional, para reducir la exposición a niveles compatibles con criterios internacionales de protección radiológica (IAEA, 2022).

5.7.4. Integración con la topografía lunar.

El entorno topográfico se incorpora como parte del sistema de mitigación radiológica. La ubicación del microrreactor en una región inferior respecto al hábitat permite que el terreno actúe como barrera parcial frente a la propagación de radiación.

Este efecto se refuerza mediante la posible implementación de bermas de regolito (1-2 [m] de altura) y configuraciones de enterramiento parcial.

El regolito lunar contribuye a la dispersión y absorción de neutrones, así como a la atenuación de radiación gamma secundaria, incrementando la eficacia del sistema de protección sin penalizar significativamente la masa total del sistema.

5.7.5. Orientación del sistema y gestión integrada.

La orientación del microrreactor se define de manera que el *shadow shield* se alinee con la dirección del hábitat, simultáneamente, los radiadores se disponen lateralmente respecto al eje hábitat-reactor, evitando acoplamientos térmicos indeseados y favoreciendo una disipación eficiente del calor hacia el espacio profundo.

5.7.6. Consistencia con arquitecturas de misión.

La configuración propuesta es consistente con estudios de sistemas de fisión para superficie lunar, donde se opta por la separación física entre el reactor y las zonas habitables, así como el uso del entorno como elemento auxiliar de protección (Poston et al., 2018). Asimismo, la selección del polo sur como región de operación se alinea con las prioridades actuales de exploración lunar definidas por la NASA y su programa Artemis, reforzando la viabilidad de la propuesta dentro de un contexto de misión realista.

La selección del emplazamiento del microrreactor y del hábitat fue validada mediante un análisis altimétrico basado en datos del instrumento LOLA (*Lunar Orbiter Laser Altimeter*) a bordo de la misión LRO, disponibles a través de la plataforma de visualización de NASA "*Moon Trek*".

La Figura 5.10, muestra los alrededores del cráter Shackleton, señalando una zona de interés, cuyas características se describen e ilustran más adelante.

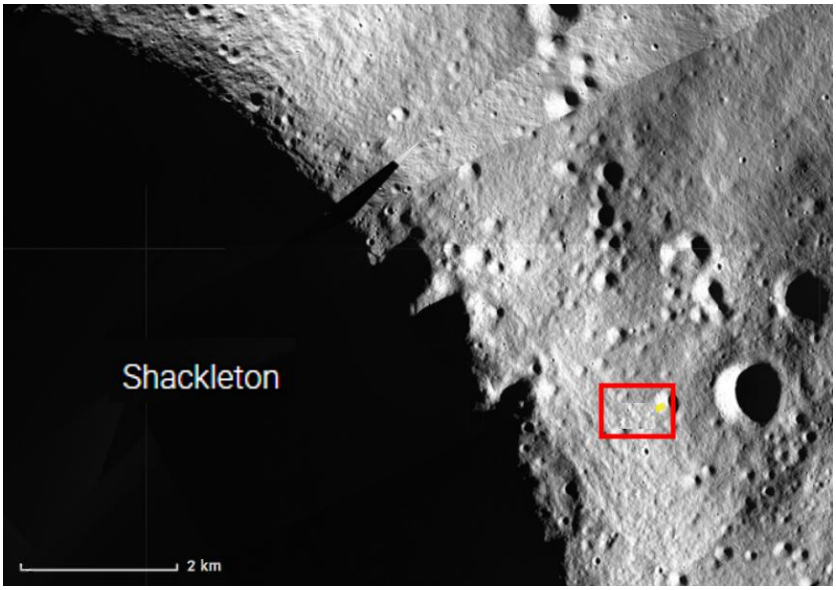


Figura 5.10. Zona de interés alrededores del Shackleton.

El recuadro rojo señalado en la Figura 5.10 es una zona con pendientes y llanuras dónde tanto el hábitat como el reactor podrían cumplir con las características seguras descritas anteriormente. Un acercamiento a la zona se muestra en la Figura 5.11, donde además se señalan ubicación de microrreactor y hábitat.

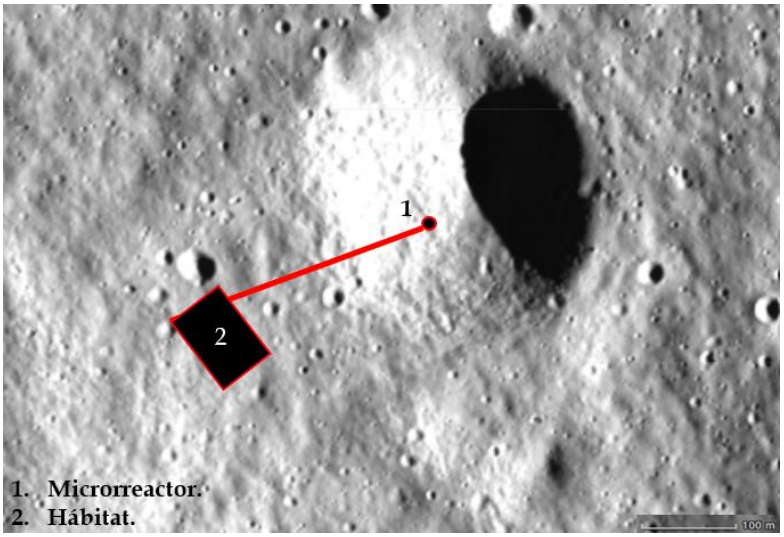


Figura 5.11. Etiquetas en zona.

El análisis longitudinal entre el hábitat y la ubicación propuesta para el microrreactor define un corredor de interconexión con una extensión aproximada de 280 [m]. El perfil de elevación evidencia una configuración descendente, caracterizada por una cota inicial elevada (540 [m]) correspondiente al hábitat, un tramo inicial con pendiente moderada, una zona intermedia tipo terraza (510 [m]) y un descenso progresivo hasta la ubicación del microrreactor situada entre 475 [m].

Esta disposición configura un sistema en el que el microrreactor se encuentra topográficamente deprimido respecto al hábitat (aprox. 13.07 [°]), proporcionando una discontinuidad en la línea de visión directa entre ambos puntos.

La distancia de aproximadamente 280 [m] supera el rango de referencia propuesto anteriormente, incrementando la atenuación del flujo de radiación incidente conforme a la ley de disminución proporcional (5.5).

La disposición en pendiente descendente desde el hábitat hacia el reactor, junto con la presencia de una terraza intermedia, genera un bloqueo parcial de la línea de vista directa. Por ello, el terreno intercepta trayectorias de radiación directa, el regolito actúa como medio dispersor y absorbente y se reduce la fracción de radiación que alcanza el hábitat.

Este efecto permite disminuir la dependencia de blindajes masivos, optimizando la masa total del sistema. La Figura 5.12 muestra el perfil de elevación con las zonas identificadas, obtenido mediante la herramienta de NASA.

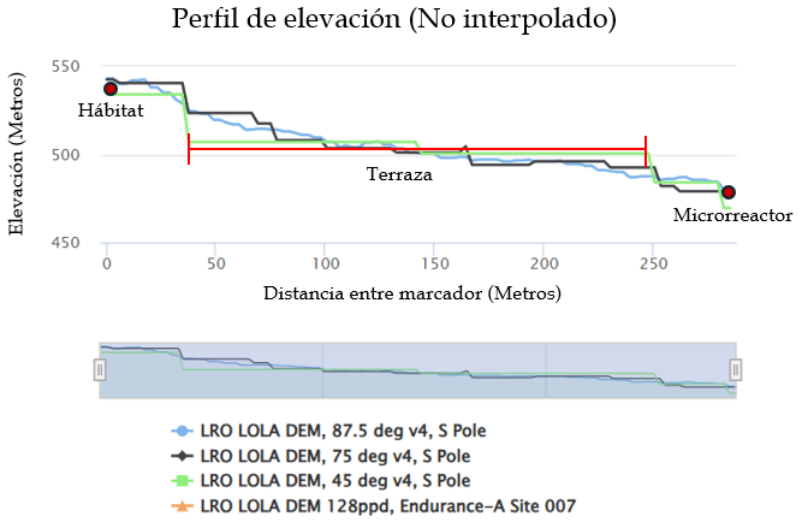


Figura 5.12. Perfil de elevación Hábitat-Microrreactor.

La viabilidad estructural del asentamiento fue evaluada mediante perfiles altimétricos locales sobre el polígono de 50x100 [m] señalado en la Figura 5.11.

El análisis de secciones paralelas (lados del polígono) muestra un comportamiento topográfico uniforme, con variaciones inferiores al metro en modelos derivados de mediciones láser. Estas condiciones permiten identificar la zona como una terraza natural con pendiente prácticamente nula, adecuada para la instalación de infraestructura.

Se detectaron discrepancias en modelos asociados a ángulos de iluminación bajos, manifestadas como discontinuidades abruptas en la elevación, como muestra la Figura 5.13. Dichos artefactos corresponden a limitaciones en la reconstrucción digital en regiones polares, donde la incidencia solar rasante genera zonas de sombra persistente. Por esta razón, la validación se fundamenta exclusivamente en datos de medición activa (LOLA), los cuales presentan geometría coherente.

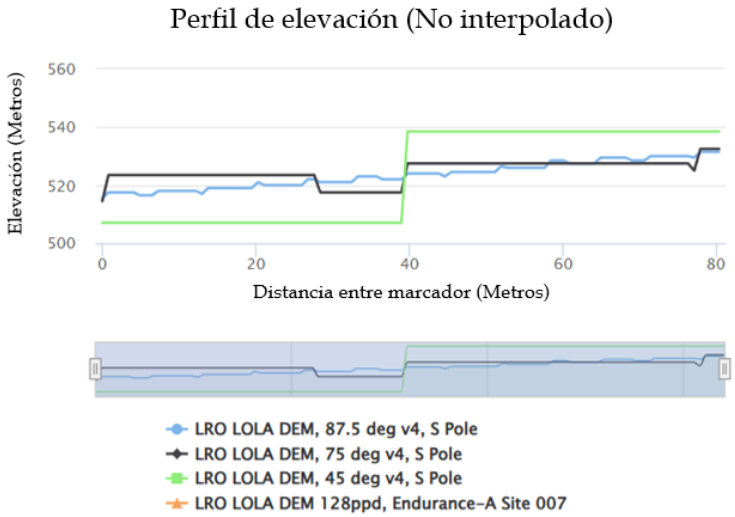


Figura 5.13. Perfil de elevación polígono hábitat.

La configuración final del emplazamiento aporta ventajas directas al diseño integral del sistema, tales como estabilidad estructural del hábitat, al ubicarse en una superficie prácticamente nivelada; reducción de operaciones de preparación del terreno, minimizando requerimientos de ISRU (utilización de recursos in situ); mejora en la seguridad de operaciones extra vehiculares, al evitar pendientes pronunciadas; y la facilitación del tendido de líneas de transmisión eléctrica, al contar con un corredor geométricamente estable.

5.8. Integración del sistema.

La viabilidad del microrreactor no se sustenta en el desempeño aislado de sus subsistemas, sino en el correcto acoplamiento físico, térmico y funcional. La integración del sistema resulta un problema de ingeniería acoplada, donde las variables de operación de cada subsistema condicionan el comportamiento total.

5.8.1. Interdependencia entre subsistemas.

El sistema desarrollado presenta una cadena de conversión energética definida.

Núcleo → Heat Pipes → Módulos TEG → Radiadores

No obstante, esta secuencia no es unidireccional; por el contrario, cada etapa introduce retroalimentaciones que modifican las condiciones de operación aguas arriba.

Primeramente, el núcleo del reactor, operando a una potencia nominal de 50 [kW] térmicos, establece el flujo térmico base que debe ser evacuado por los 79 HPs. La capacidad de transporte térmico de estos dispositivos, limitada a aproximadamente 633 [W] por unidad, impone una restricción directa sobre la distribución de potencia del núcleo. Cualquier desequilibrio en la extracción de calor se traduce en gradientes térmicos locales, afectando tanto la integridad del combustible como la estabilidad neutrónica.

Después, los HPs transfieren el calor hacia la zona de condensación, donde se acoplan con los módulos termoeléctricos. En esta interfaz, la eficiencia del acoplamiento termomecánico, determina la fracción efectiva de calor disponible para conversión eléctrica. Estudios recientes en dispositivos basados en *skutterudite* muestran que pérdidas en la interfaz pueden degradar la potencia eléctrica en más de un 15 % si no se controlan adecuadamente (El Oualid et al., 2021).

El desempeño de los módulos TEG, operando con un gradiente térmico del orden de 400 [K] (870 [K] lado caliente), depende de la temperatura del lado frío. El subsistema de radiadores no actúa únicamente como disipador pasivo, sino como elemento regulador de la eficiencia global.

Un incremento en la temperatura de rechazo reduce el ΔT efectivo, lo que conlleva una disminución directa en la eficiencia de conversión, típicamente situada en 8% para tecnologías basadas en *skutterudites* (Prado-Gonjal et al., 2018).

Este acoplamiento, ilustrado en la Figura 5.14, implica que el sistema debe ser entendido como una red interdependiente, donde la potencia térmica condiciona la carga de los HPs, la eficiencia de acoplamiento HP-TEG determina la potencia eléctrica, la capacidad de los radiadores regula el gradiente térmico y el gradiente térmico retroalimenta la eficiencia del TEG.

La integración adecuada de estos subsistemas permite alcanzar un régimen operativo estable, evitando degradación progresiva o inestabilidad térmica.

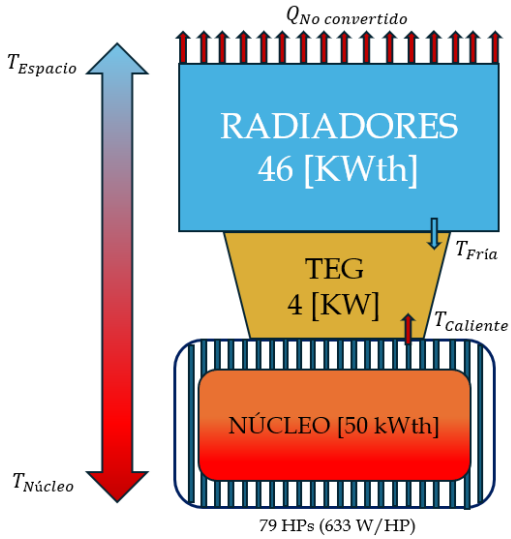


Figura 5.14. Acoplamiento funcional del sistema.

5.8.2. Estabilidad global del sistema.

La estabilidad del microrreactor se fundamenta en la convergencia de mecanismos pasivos y acoplamientos físicos que tienden a amortiguar perturbaciones operativas.

Desde el punto de vista térmico, el uso de HPs introduce una capacidad intrínseca de autorregulación. Estos dispositivos presentan un comportamiento cuasi-isotérmico en la zona de evaporación-condensación, lo que favorece a homogenización de temperaturas dentro del núcleo. En condiciones de sobrecarga térmica, los límites capilares y de flujo de vapor actúan como mecanismos pasivos de saturación, evitando incrementos descontrolados de temperatura (Faghri, 2014).

El subsistema termoeléctrico también presenta una respuesta pasiva gobernada por la dependencia directa de su desempeño con el gradiente térmico.

Ante un incremento en la temperatura del lado frío, el diferencial térmico efectivo (ΔT) se reduce, lo que conlleva a una disminución inmediata en la potencia eléctrica generada. Esta respuesta no requiere intervención externa, sino que surge de las propias relaciones constitutivas del efecto Seebeck.

El sistema ajusta de manera pasiva su punto de operación hacia un régimen de menor conversión energética, evitando sostener condiciones térmicas con extracción insuficiente. Esto introduce un acoplamiento negativo entre los subsistemas de conversión y rechazo térmico, el cual actúa como un factor estabilizador al amortiguar perturbaciones y prevenir la amplificación de desviaciones operativas.

En el ámbito neutrónico, la incorporación de un sistema de control basado en un anillo móvil con seguidor de reflector permite mantener condiciones subcríticas durante lanzamiento y alcanzar criticidad de forma progresiva. La presencia de coeficientes de reactividad negativos asociados a la temperatura del combustible y a la expansión térmica del monolito contribuye adicionalmente a la estabilidad del reactor, como operarán los diseños de reactores de fisión compactos (Poston et al., 2018).

La convergencia de estos mecanismos permite establecer que el sistema opera bajo un régimen termoneutrónico estable, donde perturbaciones moderadas en la carga térmica o en las condiciones ambientales no conducen a desviaciones críticas del punto de operación. La Figura 5.15, muestra el esquema de estabilidad.

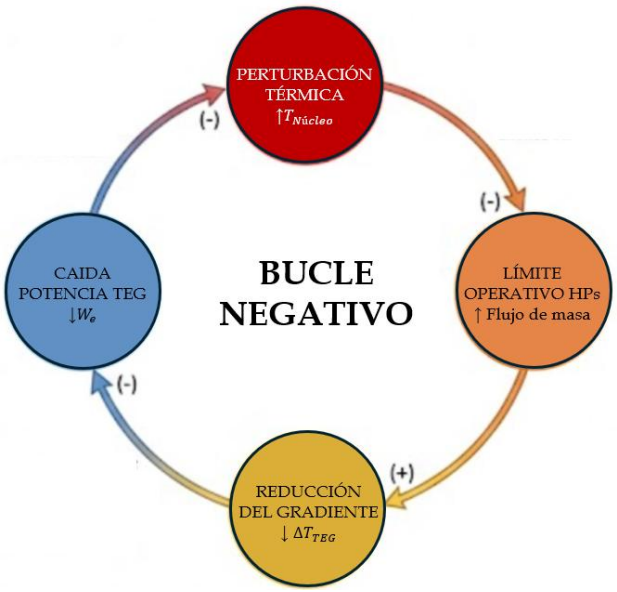


Figura 5.15. Esquema de estabilidad del sistema.

5.8.3. Operación integrada.

La operación del sistema se estructura en tres fases fundamentales: encendido, régimen nominal y apagador, cada una definida por la interacción coordinada de los subsistemas previamente descritos.

Durante la fase de encendido, el reactor se mantiene en condición subcrítica con el anillo de control completamente insertado. La extracción progresiva del anillo, acompañada por la inserción del seguidor de reflector, más la fuente de neutrones permite incrementar el factor de multiplicación hasta alcanzar criticidad cuando aproximadamente 8 [cm] del anillo permanece en la región activa. Este proceso se realiza de forma controlada, asegurando una transición suave hacia el régimen operativo.

Una vez alcanzado el régimen nominal, el sistema se estabiliza en torno a una potencia térmica de 50 [kW].

Los HPs distribuyen el calor hacia los módulos TEG, los cuales generan 4 [kW] de potencia eléctrica, de acuerdo con la eficiencia estimada. Los radiadores, dimensionados para disipar del orden de 46 [kW], mantienen el lado frío dentro del rango requerido para preservar el gradiente térmico.

En condiciones de operación prolongada, la estabilidad del sistema depende de la capacidad de los radiadores para sostener temperaturas de rechazo adecuadas, así como de la integridad de las interfaces térmicas. La degradación de los materiales termoeléctricos o el incremento de resistencias térmicas puede inducir una disminución progresiva en la potencia eléctrica, fenómeno reportado en sistemas termoeléctricos de alta temperatura (Liang et al., 2026)

Finalmente, la fase de apagado se activa mediante la inserción completa del anillo de control, restableciendo condiciones subcríticas. Como mecanismo de seguridad adicional, se contempla la posibilidad de desacoplar geométricamente el núcleo del reflector, eliminando la retroalimentación neutrónica.

5.9. Sistema de encendido y fuente neutrónica.

La transición desde una condición subcrítica (requerida en lanzamiento y despliegue) hacia un régimen de criticidad controlada constituye una etapa determinante en la operación del microrreactor. A diferencia de reactores de gran escala, donde la masa crítica y las fuentes internas de neutrones pueden ser suficientes para iniciar la reacción en cadena, los sistemas compactos con combustible de enriquecimiento limitado, como el presente diseño basado en UN con hasta 19.75%, presentan niveles de fuente neutrónica intrínseca reducidos, lo que condiciona el proceso de encendido (Escobedo-Galván et al., 2015).

El sistema de arranque no es un subsistema independiente, sino una extensión funcional del control de reactividad, cuya finalidad es garantizar una transición predecible, segura y reproducible hacia el estado crítico.

5.9.1. Condición subcrítica inicial y proceso de encendido.

Durante las fases de lanzamiento, tránsito y despliegue, el reactor se mantiene en condición altamente subcrítica mediante la inserción completa del anillo de carburo de boro. Esta configuración asegura que el factor de multiplicación efectivo (k_{eff}) se mantenga por debajo de la unidad bajo cualquier escenario nominal.

El proceso de encendido se fundamenta en una extracción progresiva del anillo de control, acompañada por la inserción simultanea del seguidor de reflector, lo que incrementa gradualmente la reactividad del sistema.

No obstante, en ausencia de una fuente neutrónica suficiente, el sistema puede presentar retrasos significativos en la detección del incremento de potencia, dificultando la identificación precisa del punto de criticidad.

Con el fin de visualizar este comportamiento, en la Figura 5.16 se presenta la evolución de la población neutrónica relativa en función de la posición del anillo de control, obtenida a partir de los valores de k_{eff}calculados mediante simulación en Serpent.

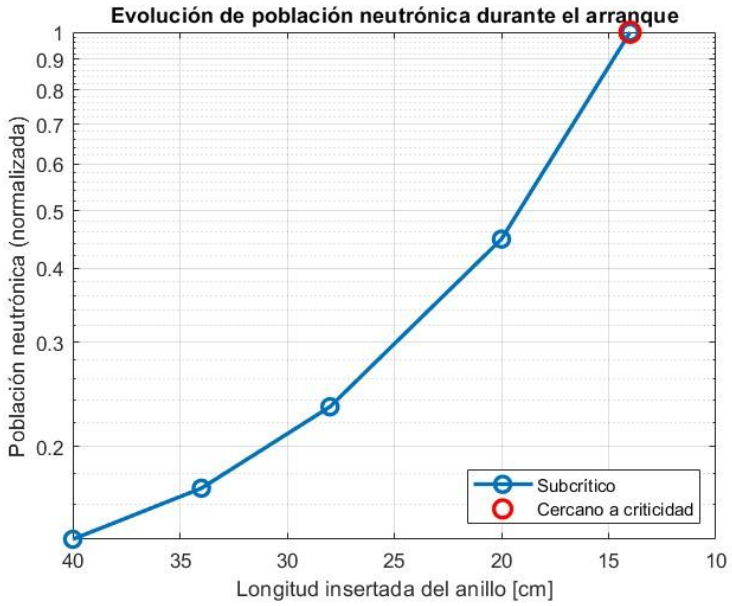


Figura 5.16. Evolución población neutrónica al encendido.

Se observa que, en condiciones de alta subcriticidad, la población neutrónica se mantiene en niveles bajos y dominados por la fuente externa.

Por ello, se incorpora una fuente neutrónica externa de baja intensidad, cuya función no es sostener la reacción en cadena, sino proveer una señal detectable y estable durante la aproximación a criticidad (Duderstadt & Hamilton, 1976).

5.9.2. Selección de la fuente neutrónica.

Considerando las restricciones de masa, simplicidad y confiabilidad requeridas para aplicaciones espaciales, se propone el uso de una fuente isotópica pasiva del tipo Americium-241-Berilio (Am-Be).

Su emisión neutrónica continua mediante reacciones (α, n), independencia a sistemas eléctricos, activación externa y estabilidad a largo plazo (vida media del Americium-241 de ~432 años), la presentan como una opción adecuada.

El espectro neutrónico generado, con energía del orden de MeV, resulta suficiente para inducir fisiones iniciales en el combustible UN enriquecido, permitiendo la detección de neutrones mediante instrumentación estándar de arranque.

Alternativamente, fuentes como Californium-252 ofrecen por fisión espontánea tasas de emisión superiores; sin embargo, su vida media corta (~2.62 años) y mayor complejidad logística las hacen menos adecuadas para misiones de larga duración, donde la confiabilidad y estabilidad temporal son prioridad.

5.9.3. Integración con el sistema de control de reactividad.

La fuente neutrónica se integra físicamente en una posición periférica respecto al núcleo, en una región que permita la difusión efectiva de neutrones hacia la zona activa sin introducir perturbaciones significativas en la distribución de flujo.

Durante el encendido, la señal neutrónica generada por la fuente monitorea el incremento de población neutrónica, identifica el punto de aproximación a criticidad y valida el comportamiento del sistema de control.

Una vez alcanzada la condición crítica, la contribución de la fuente externa se vuelve despreciable frente a la población neutrónica generada por fisión por lo que su presencia no afecta el régimen estacionario del reactor.

5.9.4. Seguridad y consideraciones operativas.

Desde el punto de vista de seguridad, la incorporación de una fuente neutrónica pasiva no introduce riesgos significativos adicionales, pues su intensidad es varios órdenes de magnitud inferior a la del reactor en operación, no contribuye de manera apreciable a la potencia térmica y no puede inducir criticidad por sí misma.

Adicionalmente, el sistema de control basado en el anillo de carburo de boro garantiza que cualquier incremento de reactividad puede ser revertido mediante inserción rápida, independientemente de la presencia de la fuente.

La simplicidad del diseño responde a la necesidad de minimizar puntos de falla en un entorno de intervención limitado.

5.10. Masa, volumen y viabilidad de lanzamiento.

La evaluación de masa, volumen y factibilidad de transporte constituye el cierre del diseño conceptual, al traducir las decisiones térmicas, neutrónicas y estructurales previamente desarrolladas en parámetros directamente comparables con capacidades actuales de lanzamiento. Dado el carácter conceptual del presente trabajo, se adopta una estimación técnica, basado en correlaciones del estado del arte, escalamiento físico y analogías con sistemas de potencia nuclear espacial.

5.10.1. Estimación de masa por subsistema.

La masa total del sistema se descompone en sus principales contribuyentes funcionales, considerando la configuración específica del microrreactor propuesto (50 [kWth], 79 HPs, TEG basado en *skutterudite,* radiadores desplegables y blindaje direccional).

a) Núcleo y combustible.

El núcleo activo, compuesto por 37 elementos combustibles de nitruro de uranio (UN), con una altura de 0.4 [m] y radio característico de 0.22 [cm], utilizando la ecuación de volumen de un cilindro:

$$V = \pi r^2 h \tag{5.6}$$

Presenta un volumen aproximado de 0.062 $[m^3]$. Considerando una densidad efectiva del sistema (combustible+grafito estruuctural+estructuras internas) en el rango de 5000-7000 $\left[\frac{kg}{m^3}\right]$, se obtiene una masa estimada:

$$m_{núcleo} \approx 300 - 430\ [kg]$$

b) Reflector (BeO)

El reflector de BeO se modela en Serpent como un volumen cilíndrico continuo que envuelve radialmente al núcleo y se extiende axialmente más allá de la zona activa. A partir de la definición geométrica:

- Radio externo del reflector: R=1 [m]
- Altura total: H=1.178 [m]

El volumen total del reflector se obtiene con la ecuación 5.6, pero el volumen real de material queda definido por:

$$V_{BeO} = V_{ext} - V_{Núcleo} \tag{5.7}$$

Obteniendo 3.637 $[m^3]$, sin embargo, esta estimación geométrica corresponde a un sólido ideal.

En la configuración real del sistema, el reflector incorpora múltiples discontinuidades, incluyendo canales para HPs, tolerancias de ensamblaje y espacios interfaciales. Para capturar este efecto, se introduce un factor de ocupación volumétrica efectiva en el rango de 0.7 a 0.8, con un valor promedio de 0.75:

$$V_{efectivo} = 2.728\ [m^3]$$

Considerando una densidad del BeO de aproximadamente $\rho = 3000\ \left[\frac{kg}{m^3}\right]$, se obtiene una masa del reflector del orden de:

$$m_{reflector} = 8.184\ [ton]$$

La masa del reflector domina ampliamente el balance total del sistema, excediendo los márgenes utilizados en aplicaciones espaciales compactas (NASA, 2020). El modelo geométrico es válido desde el punto de visto neutrónico, pero requiere optimización para disminuir la masa total sin comprometer el desempeño neutrónico.

c) Heat pipes.

La estimación de la masa del sistema de extracción térmica se realizó a partir de la geometría explícita de los HPs definida en Serpent, lo que permite evitar aproximaciones genéricas y fundamentar el cálculo en parámetros físicos del diseño.

Cada HP se modela como un sistema cilíndrico compuesto por un núcleo de sodio y una envolvente estructural de acero inoxidable (SS316). A partir de la definición radial:

- Radio interno (sodio) $R_{Na} = 0.004815\ [m]$
- Radio externo $R_{ext} = 0.0056\ [m]$
- Longitud total $L = 1.8\ [m]$

El volumen del fluido se calcula con la ecuación (5.6) mientras que el volumen de la envolvente estructural se obtiene de:

$$V_{SS} = \pi(R_{ext}^2 - R_{Na}^2)L \tag{5.8}$$

Se obtiene un volumen aproximado de $1.31x10^{-4}[m^3]$ para el sodio y $4.62x10^{-5}[m^3]$ para el acero. Considerando densidades representativas de operación $\left(\rho \approx 800\ \left[\frac{kg}{m^3}\right], \rho_{SS316} = 8000\ \left[\frac{kg}{m^3}\right]\right)$, la masa ideal por HP resulta:

$$m_{HP} = 0.48\ [kg]$$

Ahora bien, esta estimación corresponde a una configuración simplificada que no incorpora elementos esenciales para la operación real del dispositivo, tales como la estructura capilar interna (*wick*), los sistemas de sellado, refuerzos mecánicos y tolerancias de fabricación. Para capturar estos efectos, se introduce un factor de corrección de ingeniería del orden del 30% al 60%, con un valor promedio, un rango de masa más representativo por unidad es $0.6 - 0.8\ [kg]$. Siendo 79 unidades, la masa total es de:

$$m_{HP} = 50 - 65\ [kg]$$

d) TEG

La estimación de la masa del subsistema de conversión termoeléctrica se fundamenta en la arquitectura definida previamente, basada en 46 módulos termoeléctricos de *skutterudite* acoplados a la red de HPs mediante colectores térmicos. A diferencia de aproximaciones genéricas, el presente cálculo se ancla en los niveles de potencia, densidad de flujo térmico y densidad de potencia eléctrica compatibles con el diseño propuesto y el estado del arte reciente (El Oualid et al., 2021; Prado-Gonjal et al., 2018).

El sistema opera con un gradiente térmico característico de:

$$\Delta T \approx 400 - 500\ [K]$$

Bajo el cual los dispositivos termoeléctricos alcanzan densidades de potencia de hasta 4 [kW]. Desde el punto de vista geométrico, los 46 módulos con áreas de $25\ [cm^2]$ (5x5), integra múltiples pares termoeléctricos n-p encapsulados entre colectores metálicos.

La masa de cada módulo no depende únicamente del material termoeléctrico activo, sino del conjunto de elementos termoeléctricos, contactos metálicos, colectores térmicos, encapsulado cerámico e interfaces térmicas.

Estudios experimentales y desarrollos recientes de módulos de alta densidad de potencia reportan masas específicas en el rango de:

$$m_{TEG} \approx 0.5 - 1\ \left[\frac{kg}{módulo}\right]$$

Dependiendo del grado de integración estructural y del espesor de los colectores térmicos.

Con un valor promedio de 0.7 [kg], la masa total del sistema se estima como:

$$m_{TEG} = 32\ [kg]$$

Considerando incertidumbres asociadas al diseño mecánico, integración térmica y sistemas de precarga, se propone un rango de:

$$m_{TEG.total} \approx 30 - 50\ [kg]$$

e) Sistema de radiadores.

El sistema de rechazo térmico se dimensiona para disipar la fracción de potencia no convertida por el sistema termoeléctrico. Considerando una carga térmica a disipar de 46 [kW] y un área de 10 [m^2] estimada previamente.

Para radiadores espaciales ligeros, la literatura reporta densidades superficiales en el rango de 3-6 $\left[\frac{kg}{m^2}\right]$, considerando configuraciones desplegables tipo panel con recubrimientos de alta emisividad (Gilmore, 2020), la masa del sistema se estima como:

$$m_{rad} \approx 30 - 90\ [kg]$$

Este rango incorpora tanto la superficie emisiva como elementos estructurales mínimos para despliegue y soporte.

f) Blindaje radiológico (*shadow shielding*).

El blindaje radiológico se optimiza haciéndolo direccional, protegiendo únicamente el volumen ocupado por el hábitat, permitiendo la emisión libre en dirección no críticas. Reduciendo significativamente la masa respecto a configuraciones omnidireccionales, manteniendo niveles de dosis dentro de los límites operacionales establecidos por organismos internacionales como la IAEA.

El sistema de blindaje combina materiales hidrogenados (LiH) para atenuación de neutrones) y materiales de alta densidad (Tungsteno, acero) para radiación gamma.

Con ello, la masa del blindaje se sitúa en el rango de:

$$m_{blindaje} \approx 150 - 300\ [kg]$$

Este valor depende de la distancia de separación (*standoff*), la geometría del emplazamiento y el nivel de dosis permitido en el hábitat.

En el presente diseño, estos parámetros no son variables abiertas, sino condiciones ya definidas dentro de la arquitectura del sistema.

Se ha establecido una distancia de separación de 280 [m] entre el microrreactor y el hábitat, favoreciendo una atenuación geométrica significativa del flujo de radiación. De manera adicional, la configuración topográfica seleccionada con un gradiente de inclinación de 13.07 [°], elimina la línea de vista directa y permite que el terreno actúe como blindaje pasivo complementario.

g) Estructura y sistemas auxiliares.

Incluyendo soporte estructural, mecanismos de despliegue, instrumentación y el sistema de control.

$$m_{estructura} \approx 100 - 200\ [kg]$$

Considerando los rangos, podemos definir un rango de masa total del sistema.

$$m_{Total} = 8860 - 9335\ [kg]$$

La Tabla 5.2 resume las masas estimadas.

Tabla 5.2. Estimación de masa por subsistema.

Subsistema	Masa estimada [kg]
Núcleo activo	300-430
Reflector (BeO)	8200
Heat pipes (79)	50-65
TEG (46 módulos)	30-50
Radiadores	30-90
Blindaje	150-300
Estructuras auxiliares	100-200
Total	8860-9335

La Figura 5.17 permite visualizar la contribución en masa de cada uno de los subsistemas, así como identificar la dominancia del reflector en el diseño, el cual concentra cerca del 90% de la masa total. En contraste, los subsistemas de conversión, transferencia térmica y rechazo de calor, desglosados en la Figura 5.18 presentan contribución marginal. Se establece una directriz clara de optimización hacia la reducción del radio externo del reflector o la implementación de arquitecturas de reflector más eficientes.

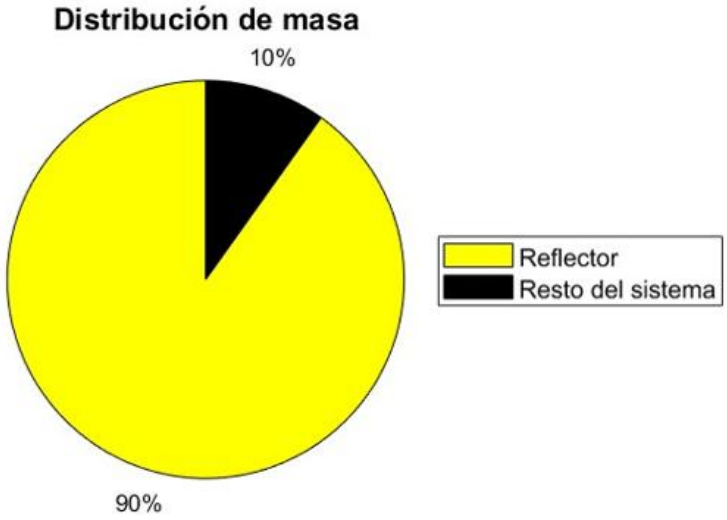


Figura 5.17. Dominancia del reflector en distribución de masa.

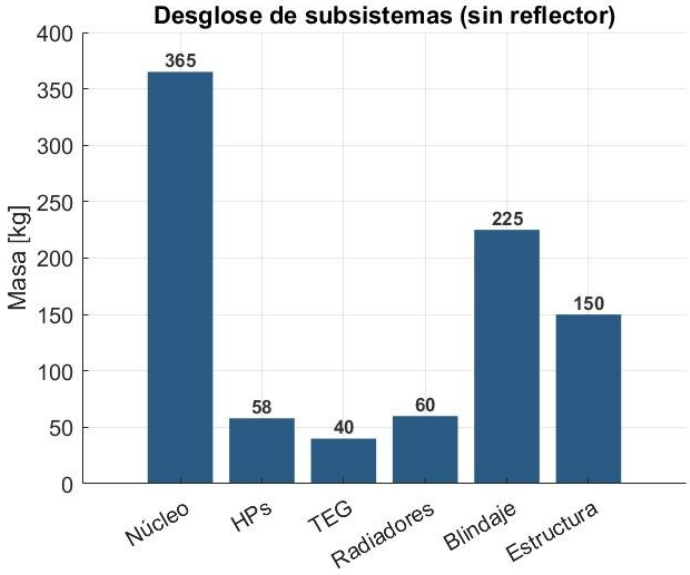


Figura 5.18. Distribución de masa entre el 10% restante.

5.10.2. Volumen y configuración geométrica.

La configuración geométrica del microrreactor está determinada por la integración funcional de múltiples subsistemas térmicos, neutrónicos y estructurales, cuya disposición conjunta define la envolvente global del sistema. Aunque el reflector neutrónico constituye el elemento dominante desde el punto de vista volumétrico y de masa, la arquitectura completa incorpora además el sistema de conversión termoeléctrica, colectores térmicos, blindaje direccional, mecanismos de control de reactividad, radiadores desplegables y estructura portante.

El núcleo activo y el reflector de BeO conforman una geometría cilíndrica compacta de aproximadamente 2 [m] de diámetro y 1.178 [m] de altura.

Sin embargo, al integrar los subsistemas auxiliares y considerar la configuración de lanzamiento con radiadores plegados, la envolvente total del sistema se estima del orden de:

$$D_{Total} \approx 3.5 - 4\ [m]$$

$$H_{Total} \approx 4 - 6\ [m]$$

Estas dimensiones permanecen por debajo de los volúmenes disponibles en lanzadores de carga pesada. En particular, plataformas como *Falcon Heavy* y *Space Launch System (SLS)* utilizan cofias con diámetros cercanos a 5 [m] y alturas superiores a 10 [m], permitiendo la integración del sistema sin requerir ensamblaje orbital del reactor principal (NASA, 2026).

Desde el punto de vista volumétrico, el diseño presenta compatibilidad favorable con arquitecturas modernas de transporte lunar. La principal limitación geométrica no corresponde al reactor en sí, sino al sistema de radiadores, cuya superficie debe maximizarse durante operación y minimizarse durante lanzamiento mediante mecanismos desplegables.

La geometría compacta del núcleo favorece la rigidez estructural del sistema y reduce problemas asociados a vibraciones durante ascenso, aunque debe realizarse un análisis modal a comparar con los valores reportados por los lanzadores.

Los análisis neutrónicos realizados muestran que intentos de reducción significativa del reflector produjeron degradaciones importantes en el desempeño físico del reactor, incluyendo la disminución de k_{eff}, incrementos de picos locales de potencia y reducción de vida útil. La geometría adoptada no es una sobreestimación arbitraria, sino una condición impuesta como se describe en el capítulo de neutrónica.

5.10.3. Compatibilidad con sistemas de lanzamiento.

Desde el punto de vista volumétrico, el sistema resulta compatible con arquitecturas modernas de lanzamiento lunar. La principal restricción corresponde a la masa total estimada, del orden de 8.9 a 9.3 [ton].

Esta magnitud excede capacidades translunares de lanzadores medianos como Falcon 9, cuya capacidad útil hacia trayectorias lunares se encuentra considerablemente por debajo de este rango. Sin embargo, el sistema sí permanece dentro de las capacidades de vehículos de carga pesada y superpesada actualmente operacionales o en desarrollo.

Falcon Heavy puede transportar cargas del orden de 15-16 [ton] hacia trayectorias translunares en configuración desechable, mientras que *SLS Block 1* alcanza aproximadamente 27 [ton] hacia la Luna y la configuración *Block 1B* incrementa esta capacidad hasta 38-48 [ton] a TLI (*Trans-Lunar Injection).*

Programas espaciales en desarrollo, como *Long Marh 9,* de la Administración Espacial Nacional China (CNSA), contemplan capacidades superiores a 50 [ton] hacia trayectorias lunares, orientadas específicamente a infraestructura de superficie y establecimiento de bases permanentes.

Con el objetivo de evaluar la compatibilidad geométrica del sistema con arquitecturas reales de lanzamiento, se presenta la Figura 5.19, en la cual se compara la envolvente global del microrreactor con el volumen útil de cofias correspondientes a vehículos de carga pesada contemporáneos.

La figura muestra la silueta del sistema completamente integrado —incluyendo reflector, blindaje, subsistema termoeléctrico y configuración plegada de radiadores— en relación con lanzadores como *Falcon Heavy, Space Launch System y Long March 9.* Esta comparación permite visualizar de manera directa la relación de escala entre el sistema propuesto y las capacidades volumétricas disponibles en misiones lunares actuales y proyectadas.

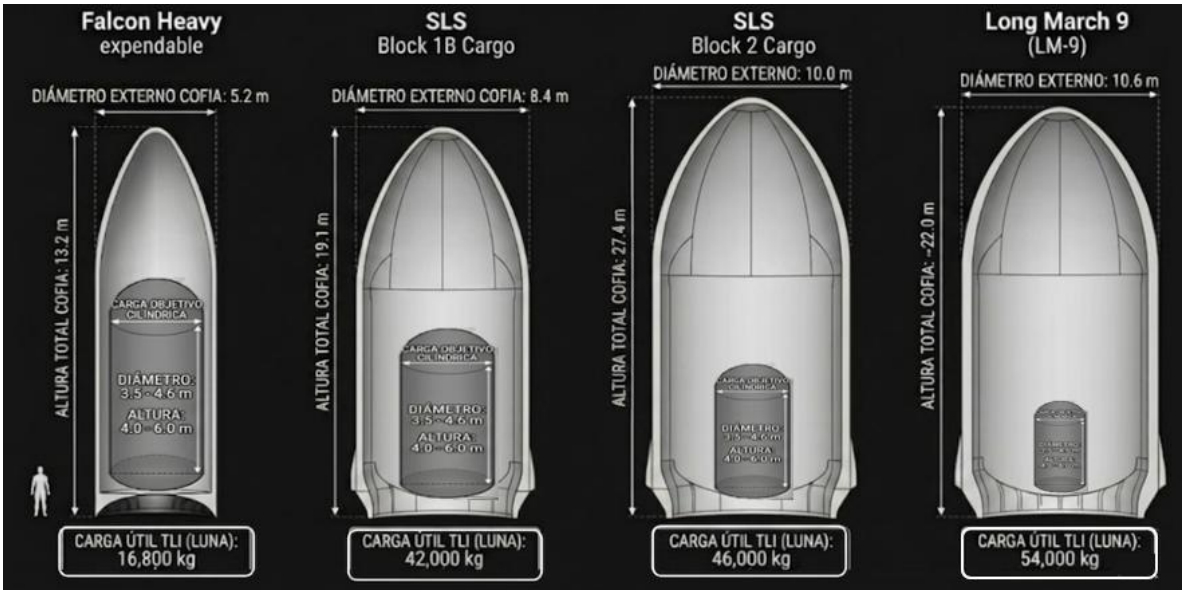


Figura 5.19. Comparación volumétrica con cofias de lanzadores.

Con esto, el microrreactor propuesto no es incompatible con capacidades contemporáneas de lanzamiento, sino como un sistema cuya implementación requiere arquitecturas *heavy-lift* similares a las ya contempladas para programas lunares tripulados de larga duración.

5.11 Conclusiones

El desarrollo presentado a lo largo de este capítulo permitió establecer una evaluación integral del microrreactor propuesto como sistema de generación de potencia para aplicaciones en superficie lunar como propuesta de misión. A partir de la integración de subsistemas térmicos, neutrónicos, estructurales y de conversión energética, se construyó una arquitectura capaz de operar bajo condiciones extremas del entorno espacial.

Se demostró la viabilidad del uso de HPs como mecanismo de extracción de calor, para transportar la potencia generada en el núcleo en forma de temperatura, de manera pasiva y eficiente. La integración con módulos TEG basados en *skutterudite* permitió establecer el nexo entre potencia térmica y eléctrica, aprovechando sus valores de eficiencia. De igual modo, el dimensionamiento del sistema de radiadores confirmó la posibilidad de disipar la carga térmica residual mediante radiación.

En control de reactividad, el anillo con seguidor de reflector proporciona una solución adecuada desde el punto de vista mecánico y neutrónico, al priorizar confiabilidad sobre complejidad cinemática. La estabilidad y seguridad operacional del sistema se complementan con la propuesta de apagado mediante desacoplamiento geométrico, evidenciando áreas de oportunidad en el diseño.

El análisis de blindaje radiológico, basado en *shadow shielding*, permitió reducir la masa del sistema al combinar blindaje direccional con condiciones de emplazamiento. La sección de una ubicación específica en el polo sur lunar reitera el interés en seguir desarrollando el modelo conceptual, para la creación de un sistema que cumpla los límites de dosis establecidos por la IAEA y se posicione como herramienta necesaria en las futuras misiones espaciales.

El mecanismo de retroalimentación negativa que contribuye a la estabilidad del reactor se basa en el acoplamiento entre los subsistemas térmico, eléctrico y de rechazo de calor; para tener un sistema estable bajo condiciones de operación nominal y variaciones en cada uno de los subsistemas.

Aunque el micrroreactor tiene una distribución de masa dominada por el reflector en un 90%, es importante afirmar que la configuración geométrica del sistema es compatible con lanzadores contemporáneos y futuros, sin embargo, cómo se expresó anteriormente, el diseño tiene una pauta clara de optimización.

Este capítulo posiciona al diseño como una solución técnicamente viable, físicamente consistente, demostrando su factibilidad, así como identifica los límites y compromisos al mismo, actuando como base para desarrollos y/u optimizaciones posteriores.

Capítulo 6
Conclusiones y trabajo futuro.

6.1. Síntesis integral del sistema.

El presente trabajo diseñó de manera conceptual un microrreactor nuclear de 50 $[kW_{th}]$ para uso en superficie espacial, con una densidad de potencia eléctrica de 4 $[kW_e]$ y una vida útil de 10 años, alineado con los requerimientos iniciales de un hábitat preliminar en la Luna, como el planeado por la misión Artemis de la NASA, en búsqueda de regresar al satélite natural y tener permanencia humana en él.

El diseño del núcleo propone un enriquecimiento del combustible (UN) predominante de 19.75%, para aprovechar el máximo rango permitido para el uso civil del uranio enriquecido, mientras que se reduce a 14.0% en los extremos del arreglo hexagonal para homogeneizar la distribución de potencia en el núcleo.

La distribución de potencia en el núcleo no presenta picos superiores a 1.5 en valor de potencia radial, valor definido como límite superior de seguridad, a criterio de diseño, el valor máximo es de 1.208 en la corona externa de combustible, mientras que en la región central está en 0.775, una diferencia de 0.433 entre regiones.

Los 37 elementos combustibles se proponen con una geometría anular, para incorporar el sistema de remoción de calor basado en heat pipes (HPs) de sodio, con uno al interior de este hueco en cada combustible, además de 42 HPs más en las regiones intersticiales para incrementar la capacidad de evacuación de calor fuera con una distribución uniforme hacia los generadores termoeléctricos.

Aunque el núcleo busca economizar masa y volumen, al ser un cilindro de 22.2 [cm] de radio y una altura de 40 [cm], el reflector de óxido de berilio (BeO) que lo rodea es un cilindro de 1 [m] de radio y 1.4 [m] de alto, domina en un 90% la masa total del sistema. Aunque se buscó reducir al mínimo ambas propiedades extensivas, iteraciones mostraron penalizaciones en neutrónica inadmisibles, debido a las altas fugas de neutrones que presenta el núcleo de reactores pequeños.

Siguiendo las restricciones de Oficina de las Naciones Unidas para Asuntos del Espacio Ultraterrestre (UNOOSA, por sus siglas en inglés), el reactor será enviado al espacio con un anillo de control de carburo de boro (B_4C) de 40 [cm] de altura y 5 [cm] de espesor, que en estado de total inserción mantiene al núcleo en condición altamente subcrítica.

Una vez listo para operar, hará una transición a supercriticidad, utilizando una fuente isotópica pasiva del tipo Americium-241-Berilio (Am-Be), removiendo el anillo con un sistema motorizado, acompañado de un seguidor de reflector, encontrando que con 8 [cm] aún insertados se alcanza criticidad.

En adición a la operación segura, se realizó una simulación en Serpent con una diferencia de 300 [K] en la temperatura del combustible para obtener el coeficiente Doppler, el cual resultó de $-1x10^{-5}[K^{-1}]$, confirmando una respuesta de retroalimentación negativa, contrarrestando incrementos de potencia no requeridos.

Los HPs transportan aproximadamente 633 [W], desde el núcleo hasta la zona de condensación a 1.5 [m] de este, con una temperatura de 946.82 [K] en la zona del evaporador y 870 [K] en el sumidero térmico definido, una caída de aproximadamente 76.8 [K].

Se seleccionó el uso de convertidores termoeléctricos (TEG) basados en *skutterudite,* adecuados en el rango de temperatura media-alta, para integrarlos de forma directa con los HPs, a pesar de su eficiencia del orden del 8%, considerablemente menor a la tecnología de generación dinámica, para priorizar la confiabilidad, ausencia de partes móviles y tolerancia a fallas.

Para acoplar los 79 HPs con los módulos TEG, se propuso un colector térmico de forma hexagonal, cuyas caras planas conservan la uniformidad térmica, esencial para el aprovechamiento de la eficiencia en cada módulo. Considerando las temperaturas lunares y la eficiencia del radiador, el gradiente térmico efectivo se sitúa en un rango de 370-470 [K].

Al tanto del valor de la densidad de potencia de los módulos de este material, el cálculo definió la necesidad de 46 módulos en configuración 5x5 [cm], distribuidos a lo largo de 8 zonas térmicas, distribuyendo 6.25 $[kW_{th}]$ entre 5-6 TEG; el correcto aprovechamiento del sistema generará 4 [kW] de energía eléctrica.

El acoplamiento entre HPs, colectores térmico y frío con los módulos TEG, apila cada elemento el uno sobre el otro, las vibraciones del lanzamiento o instalamento podrían comprometer la integridad del acomodo, para ello se propone el uso de un sistema de precarga elástica (1-2 [MPa]) con arandelas tipo Belleville, asegurando también la continuidad del contacto térmico.

Para el área de radiación, estimada en 10 $[m^2]$, se seleccionó una configuración tipo abanico, de paneles dispuestos de forma continua, formando un circulo alrededor del sistema, priorizando la distribución térmica, puesto que su inferencia en el gradiente térmico efectivo afecta directamente a la eficiencia de generación eléctrica.

Para el blindaje radiológico, se siguió la filosofía direccional, conocida en inglés como *shadow shielding,* que protege las zonas consideradas como críticas del sistema, sin penalizar de manera significativa la masa con la adición de este subsistema.

Además de considerar utilizar barreras naturales como depresiones y lejanía del personal, siguiendo los límites de la IAEA de 20 [mSv/año], situando el reactor a al menos 280 [m] del hábitat, sin línea de vista directa gracias a una depresión de aproximadamente 13.07[°] en una localización propuesta a los alrededores del cráter Shackleton en el polo sur lunar.

El microrreactor con los subsistemas incorporados se comprende como un cilindro de aproximadamente 3.5 a 4 [m] de diámetro y una altura total de 4 a 6 [m], considerando una configuración de lanzamiento con radiadores plegados y una masa total aproximada en el rango de 8.8 a 9.3 [ton].

Aunque el microrreactor fue diseñado siguiendo una metodología escalonada, no debe entenderse como la suma de subsistemas, sino como un conjunto destinado a ser una solución energética dónde cada subsistema condiciona y valida a los siguientes.

6.2. Evaluación del desempeño.

El núcleo alcanza condiciones de supercriticidad controlada para asegurar su vida útil de 10 años, manteniendo estabilidad neutrónica ante variaciones de temperatura, con una distribución de potencia sin picos que representen riesgo a la seguridad y cuenta con un sistema de control capaz de regular la condición del núcleo y con ello la potencia en su interior.

La capacidad de remoción de calor mediante HPs es consistente con la potencia generada, más allá de tener elementos redundantes, los 79 dispositivos evitan una acumulación térmica crítica y transportan de manera eficiente la energía calorífica generada para su aprovechamiento en conversión y evacuación en los radiadores.

Los esfuerzos inducidos por gradientes térmicos se mantienen dentro de los límites admisibles del grafito, los concentradores de esfuerzo identificaron a los orificios de los HPs como los elementos más frágiles el núcleo, sin embargo, se mantienen sobre el rango de 1.5-2 en factor de seguridad.

En el modelo interpolado a dos dimensiones, los HPs de nuevo son las zonas de riesgo relativo, particularmente en los seis extremos del arreglo hexagonal, resaltando la importancia de la reducción de picos de potencia en estas zonas.

La integración de radiadores, blindaje y sistema de conversión termoeléctrica permite cerrar el ciclo energético, aprovechando materiales novedosos con mayor eficiencia como lo son los *skutterudites,* el acoplamiento con el colector frío y caliente saca partido de la homogeneidad térmica que prioriza el diseño para una conversión eficiente.

Conscientes de la penalización en peso del reflector, la estrategia de blindaje direccional y *standoff* representan el 2.5% de la masa total, cumpliendo con los requerimientos de la IAEA. Además, los radiadores, pieza importante en la eficiencia de conversión, solo representan el 0.666% de la masa total del sistema, sin incorporar demasiado volumen, gracias a su configuración plegable.

A pesar del dominio del reflector en la masa y volumen, la revisión documental permitió corroborar que hay por lo menos cuatro lanzadores con la capacidad de enviar el sistema hasta la Luna en condición de *heavy-lift,* lo cual se verá reflejado como un aumento en el costo, pero no incompatibilidad.

En conjunto, los resultados demuestran que el sistema propuesto es físicamente consistente y operativamente viable.

6.3. Limitaciones del trabajo.

El modelo térmico del HP se basó en un proceso enteramente analítico con simplificaciones al reducir el circuito eléctrico, sin embargo, pudo realizarse un análisis más detallado utilizando elemento finito. De igual forma, el cálculo de generación volumétrica se realiza a partir del modelo de HP con la temperatura esperada a la salida.

Para la construcción fiel del perfil térmico del núcleo se debe analizar el núcleo completo mediante un mallado de cada elemento combustible y HP, en este caso solo se tomó un radio representativo.

El análisis termomecánico analiza un gradiente térmico relevante en el intercambio de condición subcrítica a crítica, con un precalentamiento al retirar de forma gradual el anillo de control, sin embargo, no se revisaron situaciones transitorias con gradientes más pronunciados, su comportamiento ante ciclos de calor por el propio deterioro temporal de los materiales, ni la interacción del calor con el reflector de BeO.

Análogamente los valores de concentración de esfuerzo fueron otorgados de manera homogénea por tipo de elemento (grafito, HP y combustible) y aun cuando la distribución de potencia identifica las zonas de riesgo, una adaptabilidad del factor a la distribución individual o por zona representaría las condiciones a las que se someten los materiales, impidiendo subestimar los esfuerzos o viceversa.

La falta de un modelo térmico bidimensional acoplado impidió representar con exactitud el gradiente de temperatura en todas las zonas del núcleo, utilizando un barrido de lo obtenido en el modelo unidimensional, con un gradiente generalizado para el radio, además de un mallado en Matlab que asemeja el diseño de Serpent, pero varía en algunas localizaciones de HPs intersticiales.

Estas simplificaciones no invalidan los resultados, pues el sistema es de carácter conceptual, definen el alcance del presente trabajo como una evaluación de factibilidad.

6.4. Trabajo futuro.

Como se mencionó en la sección 6.1, el hecho de que cada subsistema alimente con datos de diseño el siguiente provoca un requerimiento del desarrollo de un modelo acoplado neutrónico-térmico-estructural completo para realizar un muestreo fino por zona o elemento capaz de reflejar con exactitud las condiciones de sometimiento del núcleo y su interacción energética con los demás subsistemas.

El estudio de condiciones transitorias, incluyendo arranque y apagado del reactor presentará nuevos resultados para las secciones térmica y termomecánica, elevando la confiabilidad en el sistema o mostrando puntos de interés a monitorear.

De entre todos los elementos del diseño, el reflector es el principal candidato para optimizar, para reducir de manera considerable su masa y volumen, aumentando la compacidad sin sacrificar la vida útil de diseño, ni su potencia.

Aunque el anillo de control asegura un apagado total en condición altamente subcrítica, vital durante el lanzamiento, en la sección 5.8.3 del quinto capítulo se conjeturó la posibilidad de dislocar geométricamente el núcleo del reflector ante una contingencia durante operación o el riesgo de amarizaje tras un fallo en el lanzamiento.

Esta idea o el propio envío del reactor dividido podría garantizar completamente la seguridad ante un accidente severo o presentaría una sustitución al anillo de control, para regular la potencia y reactividad con el uso de reflector, sin asimilar a los tambores, sino siguiendo el mismo principio del anillo.

Al optimizar el tamaño se tendrá mayor compacidad, impulsando la instalación de un bloque de reactores capaz de alimentar a los sistemas más demandantes del hábitat. Simultáneamente las investigaciones en curso sobre los *skutterudites,* podrían presentar eficiencias mayores en el futuro para aumentar la producción de electricidad.

Por el contrario, una sustitución por un sistema de generación dinámico aumentaría la eficiencia de generación, aumentando requerimientos y subsistemas a diseñar, una optimización obligatoria que permita competir a este diseño con las demandas de las agencias espaciales internacionales.

El sistema de radiadores se alineó con diseños conceptuales básicos, no obstante, es posible presentar diversas configuraciones geométricas considerando el sistema de despliegue, economización del espacio y un posible acoplamiento del rechazo de calor a la calefacción del hábitat o incluso un sistema de derretimiento del hielo en el interior del cráter Shackleton.

El blindaje radiológico debe diseñarse en profundidad, para asegurar las dosis permitidas a los organismos circundantes, así como la integración de materiales compatibles con el medio ambiente espacial que protejan bidireccionalmente al núcleo de la radiación propia e incidente por fenómenos cósmicos, partículas de alta velocidad y/o tormentas solares.

A pesar de que la viabilidad de lanzamiento se aprueba en cuestiones de masa y volumen, siguiendo el protocolo de pruebas de certificación, debe efectuarse un análisis modal de vibración al sistema para asegurar la no resonancia en ninguno de sus componentes, así como compatibilidad electromagnética (EMI) entre sistemas, termovacío, para prevenir desgasificación y detectar debilidades estructurales, junto con evaluación de tolerancia a fallas para aprobar su lanzamiento y constatar el éxito de la misión.

6.7. Conclusión.

La presente tesis demuestra que es posible diseñar un sistema de potencia nuclear compacto, físicamente consistente y adaptado a las condiciones del entrono lunar, siguiendo las líneas de trabajo e investigación de agencias y organismos internacionales en la conquista del espacio.

La coherencia entre los análisis neutrónico, térmico y estructural valida las decisiones de diseño adoptadas para cumplir con una vida útil de 10 años, aumentar compacidad y confiabilidad, reduciendo partes móviles, y proponiendo automatización para un entorno de poco o nulo mantenimiento.

Se cumplen los objetivos con la generación de 4 [kW] con generadores termoeléctricos de tecnología de vanguardia, el desarrollo del modelo neutrónico del núcleo, análisis del comportamiento térmico del sistema, evaluando la distribución de temperatura y gradientes térmicos, así como los esfuerzos inducidos por estos en el material, determinando seguridad operativa.

Adicionalmente, se analizó la implementación del sistema en el polo sur de la Luna por ser una zona de interés en exploración humana futura, corroborando la viabilidad de lanzamiento y configuración espacial, ante el diseño conceptual.

Más allá de los resultados específicos, el valor del trabajo radica en la integración de disciplinas ingenieriles para formar un sistema energético completo.

Referencias

Ahnert, C. (2016). Generadores térmicos de radioisótopos y sus aplicaciones. *Nuclear España*, (375), 49–54. https://www.revistanuclear.es/wp-content/uploads/hemeroteca/375/NE375-11.pdf

Boley, B. A., & Weiner, J. H. (2012). *Theory of thermal stresses* (reimpresión revisada). Courier Corporation. (Obra original publicada en 1960).

Burchell, T. D. (1996). *Radiation damage in carbon-carbon Composites: Structure and Property Effects.* (Report No. ORNL/CP-90176; CONF-960643-1). Oak Ridge National Laboratory. https://www.osti.gov/servlets/purl/236269

Campana, R. J., & Ciarlariello, T. (1988). Thermoelectromagnetic pumps for space nuclear power systems. En *Space Structures, Power, and Power Conditioning* (Vol. 0871, pp. 244–251). SPIE. https://doi.org/10.1117/12.943632

Campbell, A. A., & Burchell, T. D. (2020). *Radiation effects in graphite.* En *Comprehensive Nuclear Materials* (2.ª ed., Vol. 3, pp. 398–436). Elsevier. https://doi.org/10.1016/B978-0-12-803581-8.12055-7

Castillo Argañarás, L. F. (1996). La utilización de fuentes de energía nuclear en el espacio ultraterrestre. *Colección*, *2*(4), 113–121.

Chu, J., Huang, J., Liu, R., Liao, J., Xia, X., Zhang, Q., Wang, C., Gu, M., Bai, S., Shi, X., & Chen, L. (2020). Electrode interface optimization advances conversion efficiency and stability of thermoelectric devices. *Nature Communications*, *11*(1), artículo 2723. https://doi.org/10.1038/s41467-020-16508-x

Corliss, W. R. (1966). *SNAP nuclear space reactors*. U.S. Atomic Energy Commission. https://www.osti.gov/biblio/1132526

Duderstadt, J. J., & Hamilton, L. J. (1976). *Nuclear reactor analysis*. John Wiley & Sons.

El-Genk, M. S. (2009). Deployment history and design considerations for space reactor power systems. *Acta Astronautica*, *64*(9–10), 833–849. https://doi.org/10.1016/j.actaastro.2008.12.016

El-Genk, M. S., & Schriener, T. M. (2010). Performance and radiological analyses of a space reactor power system deployed into a 1000–3000 km earth orbit. *Progress in Nuclear Energy*, *52*(2), 236–248. https://doi.org/10.1016/j.pnucene.2009.06.014

El Oualid, S., Kogut, I., Benyahia, M., Geczi, E., Kruck, U., Kosior, F., Masschelein, P., Candolfi, C., Dauscher, A., Koenig, J. D., Jacquot, A., Caillat, T., Alleno, E., & Lenoir, B. (2021). *High power density thermoelectric generators with skutterudites.*

Advanced Energy Materials, 11(19), Artículo 2100580. https://doi.org/10.1002/aenm.202100580

Escobedo-Galván, C. R., Vega-Carrillo, H. R., & Dávila-Hernández, V. M. (2015, septiembre). *Diseño de un mini reactor nuclear subcrítico* [Ponencia]. International Symposium on Solid State Dosimetry (ISSSD), Ciudad de México, México.

Faghri, A. (2014). *Advanced heat pipes: Science and technology*. Global Digital Press.

Fleurial, J.-P., Borshchevsky, A., Caillat, T., Morelli, D. T., & Meisner, G. P. (2002). *Thermoelectric materials with filled skutterudite structure for thermoelectric devices* (Patente de EE. UU. No. 6,342,668). U.S. Patent and Trademark Office. https://ntrs.nasa.gov/api/citations/20080007000/downloads/20080007000.pdf

Fronzi, M., Mele, P., & Latronico, G. (2024). Advances in thermoelectric materials—Bridging the gap between discovery and application. Inorganics, 12(11), Artículo 285. https://doi.org/10.3390/inorganics12110285

Gámez-Avilez, J. D., Islas-Pereda, S., Velázquez-Limón, N., Aguilar-Jiménez, J. A., & López-Martínez, L. A. (2026). Advances in thermoelectric generators modules (TEGs): Applications, performance, and global trends in renewable energy systems. Processes, 14(6), Artículo 901. https://doi.org/10.3390/pr14060901

Gao, J., Yao, W., & Ma, Y. (2016). Analytical and numerical study of graphite IG110 parts in advanced reactor under high temperature and irradiation. *Nuclear Engineering and Design*, 305, 421–432. https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2016.06.014

Gibson, M., Oleson, S. R., Poston, D., & McClure, P. R. (2017). NASA's Kilopower reactor development and the path to higher power missions. En *2017 IEEE Aerospace Conference* (pp. 1–11). IEEE. https://doi.org/10.1109/AERO.2017.7943946

Gilmore, D. G. (2020). *Spacecraft thermal control handbook* (2nd ed.). Aerospace Press.

Guo, F., Shi, W., Sun, Y., Tong, H., Wu, H., Liu, Z., Cai, W., & Sui, J. (2025). Ingeniously controlling interface diffusion endows the Skutterudite thermoelectric device with ultra-high service stability. *Acta Materialia*, *282*, artículo 120591. https://doi.org/10.1016/j.actamat.2024.120591

Halim, S. H., Barrett, N., Boazman, S. J., Gawronska, A. J., Gilmour, C. M., Harish, McCanaan, K., Satyakumar, A. V., Shah, J., & Kring, D. A. (2021). Numerical modeling of the formation of Shackleton crater at the lunar south pole. *Icarus*, *354*, artículo 113992. https://doi.org/10.1016/j.icarus.2020.113992

International Atomic Energy Agency. (2022). *IAEA nuclear safety and security glossary: 2022 edition*. https://www.iaea.org/publications/15236/iaea-nuclear-safety-and-security-glossary

Jaeger, J. C., Cook, N. G. W., & Zimmerman, R. (2007). *Fundamentals of rock mechanics* (4th ed.). Blackwell Publishing.

Kempf, N., Saeidi-Javash, M., Xu, H., Cheng, S., Dubey, M., Wu, Y., Daw, J., Li, J., & Zhang, Y. (2022). Thermoelectric power generation in the core of a nuclear reactor. *Energy Conversion and Management*, *268*, artículo 115949. https://doi.org/10.1016/j.enconman.2022.115949

Koning, A., Forrest, R., Kellett, M. A., & Mills, R. (2006). *JEFF Report 21: The JEFF-3.1 Nuclear Data Library* (ISBN: 92-64-02314-3). Organisation for Economic Co-operation and Development.

Leppänen, J., Pusa, M., Viitanen, T., Valtavirta, V., & Kaltiaisenaho, T. (2015). The Serpent Monte Carlo code. *Annals of Nuclear Energy*, 82, 142–150. https://doi.org/10.1016/j.anucene.2014.08.024

Liang, B., Meng, X., Miao, Z., & Li, X. (2026). Performance enhancement of thermoelectric modules through the introduction of macro-porous thermoelectric leg. Energy, 344, Article 139942. https://doi.org/10.1016/j.energy.2026.139942

Mahmoudi, H., & Atefi, G. (2012). Analytical solution for thermal stresses in a hollow cylinder under periodic thermal loading. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science*, *226*(7), 1705–1724. https://doi.org/10.1177/0954406211429757

McClure, P. R., Poston, D. I., Dixon, D. D., & Gibson, M. A. (2020). Kilopower project and KRUSTY experiment. *Nuclear Technology*, 206(7), 879–891.

Meseguer, J., Pérez-Grande, I., & Sanz-Andrés, Á. (2012). *Spacecraft thermal control*. Woodhead Publishing.

Morones García, M. E. (2023). *Conceptual design of a multipurpose nuclear microreactor* [Proyecto de investigación doctoral]. Posgrado en Ingeniería, Universidad Nacional Autónoma de México.

National Aeronautics and Space Administration. (2014). *Structural design and test factors of safety for spaceflight hardware* (NASA-STD-5001B). https://standards.nasa.gov/sites/default/files/standards/NASA/B-w/CHANGE-2/2/Historical/nasa-std-5001b.pdf

National Aeronautics and Space Administration. (2017). *Next-generation RTG study final report* (Report No. D-99657). https://science.nasa.gov/wp-content/uploads/2024/02/rtg-study-d-99657-final-report-june-2017-export-marking-updated1.pdf

National Aeronautics and Space Administration. (2021). Artemis Centennial Challenges: Lunar environment reference data. NASA Technical Reports Server.

National Aeronautics and Space Administration. (2026). Space Launch System reference guide. NASA Marshall Space Flight Center. https://www.nasa.gov/wp-content/uploads/2026/01/sls-5558-artemis-ii-sls-reference-guide-final-review-508-012026.pdf

Park, S. H., Jin, Y., Cha, J., Lee, M. W., Oh, M. W., Park, K. H., Kim, B. S., & Chung, I. (2018). *High-power-density skutterudite-based thermoelectric modules with ultralow contact resistivity using Fe–Ni metallization layers.* ACS Applied Energy Materials, 1(4), 1636–1643. https://doi.org/10.1021/acsaem.8b00064

Peressotti, A. (2018). *Lunar Base: Power generation and thermal control system design* [Tesis de maestría, Politecnico di Torino]. Politecnico di Torino Research Repository. https://webthesis.biblio.polito.it/9236/1/tesi.pdf

Pilkey, W. D., & Pilkey, D. F. (2008). *Peterson's stress concentration factors* (3rd ed.). Wiley.

Poston, D., Gibson, M., & McClure, P. (2018). Design of the KRUSTY reactor. In Proceedings of the Nuclear and Emerging Technologies for Space. American Nuclear Society.

Prado-Gonjal, J., Phillips, M., Vaqueiro, P., Min, G., & Powell, A. V. (2018). Skutterudite thermoelectric modules with high volume-power-density: scalability and reproducibility. ACS Applied Energy Materials, 1(11), 6612–6620. https://doi.org/10.1021/acsaem.8b01548

Rodríguez Garrido, A. (2025). *Análisis termohidráulico de un micro-reactor nuclear enfriado por tubos de calor* [Tesis de maestría, Universidad Nacional Autónoma de México]. Repositorio Institucional de la UNAM.

Rowe, D. M. (Ed.). (2006). *Thermoelectrics handbook: Macro to nano*. CRC Press.

Snead, L. L., Nozawa, T., Katoh, Y., Byun, T. S., Kondo, S., & Petti, D. A. (2007). Handbook of SiC properties for fuel performance modeling. *Journal of Nuclear Materials*, *371*(1–3), 329–377. https://doi.org/10.1016/j.jnucmat.2007.05.016

Snyder, G. J., & Toberer, E. S. (2008). Complex thermoelectric materials. *Nature Materials*, 7(2), 105–114.

Serrano, J. (2003). Viviré por siempre [Canción grabada por Los Auténticos Decadentes]. En *Sigue tu camino* [Álbum]. Popart Discos.

Spinetta, L. A. (1976). El anillo del Capitán Beto [Canción]. En *El jardín de los presentes* [Álbum]. Polydor.

Timoshenko, S. P., & Goodier, J. N. (1970). *Theory of Elasticity* (3rd ed.). McGraw-Hill.

U.S. Department of Energy. (2026). *5 things you need to know about fission surface power systems*. https://www.energy.gov/ne/articles/5-things-you-need-know-about-fission-surface-power-systems

Valiente, D. (2015). *Nuclear energy referred in space travel*. Stanford University. http://large.stanford.edu/courses/2015/ph241/valiente1/

Wang, C., Zhang, L., Liu, Y., & Wang, B. T. (2024). Performance of RTGs for deep space. *Nuclear Technology*, 210(4), 512–523.

Wang, Y., Fai, L., & Chen, G. (2019). High-performance flexible thermoelectric devices based on all-inorganic hybrid films for harvesting low-grade heat. *Advanced Functional Materials*, *29*(25), Artículo 1900304. https://doi.org/10.1002/adfm.201900304

Whitman, N. H., Poston, D. I., & McClure, P. R. (2015). *Modeling of BUK/BES-5 reactor using MCNP* [Presentación]. Los Alamos National Laboratory.

Zhang, Q. H., Liao, J. C., Tang, Y. S., & Gu, M. (2018). Interface stability of skutterudite thermoelectric materials/Ti88Al12. *Journal of Inorganic Materials*, *33*(8), 889–894. https://doi.org/10.15541/jim20170517

Zuber, M. T., Head, J. W., Smith, D. E., et al. (2012). Volatile distribution in Shackleton crater. *Nature*, 486(7403), 378–381.