

PONTIFICIA UNIVERSIDAD CATÓLICA DE VALPARAÍSO
FACULTAD DE INGENIERÍA
ESCUELA DE INGENIERÍA QUÍMICA



PROYECTO PARA OPTAR AL TÍTULO DE
INGENIERO CIVIL QUÍMICO

**DISEÑO DE SISTEMA DE CONFINAMIENTO DE
ELEMENTOS COMBUSTIBLES ATACADOS POR
CORROSIÓN, CON FUGA DE PRODUCTOS DE
FISIÓN**

Tomás Poblete Maturana

Profesores Guías:

Javier Silva Campino

Eugenio Vargas

2015

Agradecimientos

Previo a la presentación de esta memoria, particularmente toda esa parte técnica que muy ansiosamente esperan leer (si claro), es importante reconocer a aquellas personas que, sin su ayuda, este proyecto nunca hubiese sido.

Parto por agradecer a mi familia, especialmente a mis padres, Sofía y Sergio. Gracias a ustedes por el tremendo sacrificio que han hecho en pos de mi educación durante todos estos años, y ojo, que no hablo sólo desde un punto de vista académico, más bien en lo valórico. Gracias además por el apoyo y el cariño incondicional que junto a Joaquín, mi hermano, me entregan a diario. A Paz y Marcelo, por abrirme las puertas de su casa, aguantarme y alimentarme durante estos nueve largos meses que duró este proceso. Les agradezco enormemente la paciencia, el permitirme ser parte de su núcleo, y sobre todo la posibilidad de ser testigo y participe indirecto de sus logros. A Víctor Maturana y Teresa Moyano, mi tío y mi abuela respectivamente, quienes a pesar de la adversidad me apoyaron constantemente durante esta etapa, demostrándome día a día que la familia es lo más importante que tenemos en esta vida.

A las personas del Subdepartamento de Reactores de la Comisión Chilena de Energía Nuclear, particularmente a Eugenio, profesor guía y tutor durante la memoria, gestor de este proyecto, que junto con Renzo me abrieron las puertas a este submundo tan genial como es la Energía Nuclear. Agradecer además a don Domingo, don Jorge y don Julio, por sus respuestas a mis incesantes preguntas. También a los practicantes y memoristas, profesionales y administrativos que hicieron mi pasada por la Comisión una experiencia inolvidable.

A los profesores de la Escuela de Ingeniería Química, especialmente a mi profesor guía Javier Silva, por su ayuda y asesoría instantánea a cada consulta. También al profesor Eduardo Meyer, por abrirme los ojos y romper las barreras de lo que pensaba era la Ingeniería Química.

A Gabriela, por el cariño, la paciencia y en especial por ser un pilar durante los momentos complicados.

A todos ustedes, amigos, compañeros, profesores; por las infinitas experiencias que han permitido forjarme para ser la persona que soy ahora. Este trabajo es la conclusión de todo eso.

Resumen

La siguiente memoria presenta el diseño de un sistema innovador de confinamiento para los elementos combustibles atacados por corrosión, con de fuga de productos de fisión que se utilizará en el reactor experimental nuclear RECH-1, de la Comisión Chilena de Energía Nuclear, proyecto que se encuentra actualmente en el marco del programa internacional de gestión de residuos nucleares, desarrollado por los países miembros de la IAEA, del cual Chile es parte.

El objetivo principal de este proyecto consiste en el desarrollo de un sistema que sea capaz de contener, en el menor volumen posible, los productos de fisión que son liberados al medio refrigerante del reactor, desde los elementos combustibles que son atacados por corrosión.

Entre las tareas realizadas para el desarrollo del proyecto se encuentran; la recopilación de la bibliografía necesaria para la selección de la tecnología más idónea para la retención de los productos de fisión, el cálculo de los parámetros más importantes para asegurar que el sistema operará dentro de rangos que no comprometan la seguridad radiológica, y el diseño del circuito hidráulico propio del sistema.

Los resultados obtenidos a través de los cálculos demostraron que el sistema de confinamiento de elementos combustibles es estable, desde un punto de vista térmico, ya que el refrigerante no alcanza bajo ninguna circunstancia la temperatura de saturación, y además desde un punto de vista hidráulico, dado que la velocidad con la que fluye el refrigerante a través del circuito hidráulico es lo suficientemente baja como para que no ocurra la deformación de las placas que conforman los elementos combustibles.

La tecnología más apropiada para la extracción de los productos de fisión según la bibliografía consultada es mediante intercambio iónico. Los cálculos desarrollados demostraron que, con un volumen muy pequeño de resinas, es posible captar la totalidad de los productos de fisión no volátiles de un elemento combustible.

Índice

Agradecimientos	i
Resumen	ii
Índice	iii
1. Introducción	1
2. Revisión bibliográfica	5
2.1 Estado del arte.....	5
2.2 Resumen teórico.....	10
2.2.1 Reacciones nucleares.....	10
Estructura nuclear.....	10
Estabilidad nuclear y decaimiento.....	12
Actividad.....	16
Fisión.....	17
2.2.2 Corrosión.....	21
Corrosión por picadura.....	21
3. Diseño del Sistema	24
3.1 Extracción del calor por decaimiento.....	24
3.1.1 Modelación de la temperatura media del refrigerante en el tiempo.....	27
3.2 Extracción del calor por decaimiento en el canal más caliente.....	32
3.3 Diseño de columnas de intercambio iónico.....	44
3.3.1 Uso de resinas de intercambio iónico en instalaciones nucleares.....	46
3.3.2 Fundamentos de los procesos de intercambio iónico.....	47
3.3.3 Dimensionamiento del sistema de intercambio iónico.....	52
3.4 Diseño del circuito hidráulico.....	57
3.4.1 Determinación de la curva del sistema.....	61
3.4.2 Selección de la bomba.....	72
3.5 Velocidad crítica del refrigerante.....	77

4. Conclusiones.....	81
5. Recomendaciones.....	82
5.1 Gestión de las resinas de intercambio iónico gastadas en aplicaciones nucleares...	82
5.1.1 Deshidratación.....	84
5.1.2 Secado y calentamiento.....	84
5.1.3 Trituración y molienda.....	84
5.1.4 Almacenamiento.....	85
5.1.5 Incineración.....	85
5.1.6 Pirolisis.....	86
 Bibliografía.....	 87
 Anexo	 89
A.1 Resolución del balance de energía.....	89
A.2 Estimación del perfil de temperatura.....	96
A.3 Determinación del tamaño de las columnas de intercambio iónico.....	100
A.4 Determinación de la velocidad crítica del refrigerante.....	106

1. Introducción

En 1955, en pleno apogeo del desarrollo nuclear a nivel mundial, el ex-senador Dr. Eduardo Cruz Coke presentó un proyecto de ley en el cual se planteaba la aplicación de nuevas fuentes energéticas que podrían ser implementadas en Chile, poniendo especial énfasis en el empleo de la energía nuclear.

Fue en 1964 cuando se creó la Comisión Nacional de Energía Nuclear, actual Comisión Chilena de Energía Nuclear, quienes 4 años más tarde emplazan el primer centro de estudios nucleares en la comuna de Las Condes, lugar destinado a la instalación de diversos laboratorios y talleres, y en cuyo eje central se encontraría además un reactor nuclear para fines experimentales.

Es así como en el año 1974 comienza la operación del primer reactor nuclear experimental Chileno, el RECH-1, cuya finalidad es la producción de isótopos radiactivos o radionúclidos destinados a diversos campos tanto medicinales como de investigación, creados mediante la colisión de neutrones con núcleos de distintos elementos dispuestos en cápsulas, los cuales se denominan blancos.

La fuente de dichos neutrones se conoce como elemento combustible. Un elemento combustible consiste en una estructura de aluminio de alta pureza que contiene dieciséis placas planas de aluminio con uranio, el cual se encuentra enriquecido (concentrado) en un 20% en su isótopo radioactivo ^{235}U respecto al total de isótopos de la especie. La ventaja característica del isótopo ^{235}U respecto a otros combustibles es su calidad como material fisible, es decir, su alta probabilidad de generar una reacción de fisión en cadena. Esto se debe a que el ^{235}U tiene una elevada sección eficaz de fisión, es decir, una alta probabilidad de interacción entre un neutrón y el núcleo del átomo de Uranio.

La reacción de fisión se trata básicamente de la colisión de un neutrón de baja energía (aproximadamente 0,025 eV) con un núcleo de ^{235}U , el cual luego de absorber el neutrón puede: convertirse en un isótopo de ^{236}U , o bien se divide en dos núcleos, liberando además 2 o 3 neutrones los que colisionarán con el siguiente núcleo de ^{235}U y así sucesivamente provocando entonces una reacción en cadena. La figura 1 lo retrata de forma esquemática.

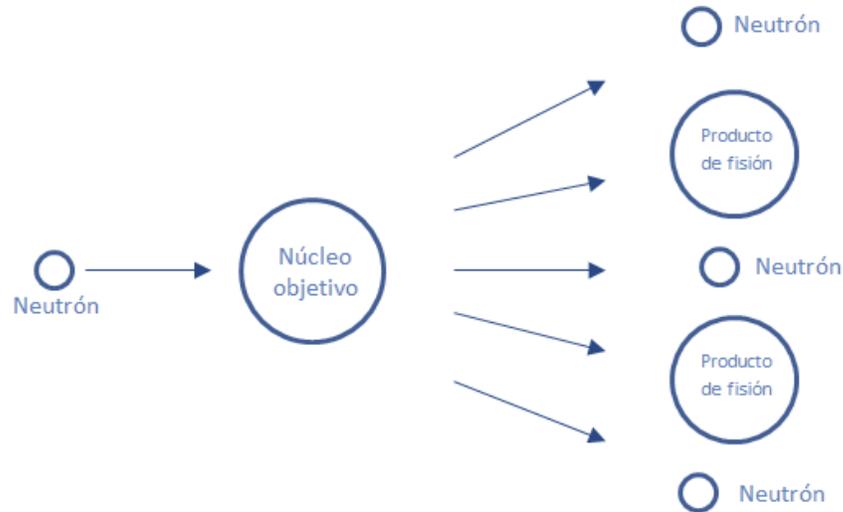
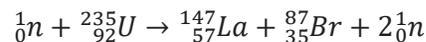


Figura 1.1: Esquema de una fisión nuclear

El núcleo de un material fisionable se puede separar de distintas maneras. El núcleo de ^{235}U puede dividirse en más de 40 formas luego de la absorción del neutrón. Un ejemplo típico es el siguiente:



La fisión de un núcleo de ^{235}U puede producir cerca de 190 [MeV] ($3,044\text{E}^{-11}$ [J]) por núcleo [1], los que se manifiestan como energía cinética de las distintas partículas involucradas y que rápidamente se disipan como calor producto del frenado con el medio, incluyendo la energía cinética producida por el retroceso de los productos de fisión al momento de liberar los nuevos neutrones.

En el caso particular del RECH-1 el núcleo del reactor posee una masa total del orden de 5 [kg] de ^{235}U , y debido a las reacciones de fisión que en él ocurren se producen aproximadamente 5 [MW] de energía que se disipan al medio como calor.

Para poder retirar ese calor se utiliza un circuito de enfriamiento el cual comprende dos circuitos hidráulicos. El primer circuito es el que está en contacto con los elementos combustibles, los que se sumergen en una piscina de 250 [m^3] de agua y se alojan a una profundidad de 10 [m]. El agua de esta piscina se hace circular hacia un intercambiador de calor de placas donde se traspasan los 5 [MW] de calor del primer circuito al segundo circuito. Este segundo circuito hidráulico es el que se encuentra en contacto con el aire atmosférico y es ahí donde mediante torres de enfriamiento se disipa finalmente el calor al ambiente.

El agua dentro del reactor por lo tanto cumple las siguientes funciones:

- Provee de un medio “inerte” para el desarrollo de la reacción nuclear.
- Participa de manera directa en el enfriamiento del núcleo.
- Proporciona blindaje para la operación segura del reactor.
- Disminuye la energía de los neutrones hasta el límite necesario para la producir una fisión mediante colisiones múltiples.

Respecto al primer punto y debido a la naturaleza de la operación del reactor es que se hace necesario el suministro continuo de agua con la mayor pureza posible. La necesidad de un medio inerte se debe a dos razones. La primera es que los iones en el agua pueden tener interacción con los neutrones de la reacción de fisión produciendo isótopos radiactivos indeseables (y cuya concentración aumentaría el riesgo de irradiación para los operarios).

La segunda razón es que algunos iones pueden interactuar con el aluminio de los elementos combustibles, provocando corrosión y la liberación de los productos de fisión o eventualmente combustible sin fisiónar, también radiactivo.

Con el fin de desmineralizar el agua, el RECH-1 cuenta con una planta de tratamiento donde se utilizan una serie de procesos físico-químicos para el filtrado y posterior desionización del agua tales como: filtros de arena, filtros de carbón activo, filtro de diatomeas, columnas de resinas de intercambio iónico, entre otros.

Si bien, la planta de tratamiento proporciona un agua de excelente calidad, no existe proceso que en la realidad sea capaz de eliminar en un cien por ciento todas las impurezas del agua y, aunque mínima, es posible encontrar una pequeña cantidad de iones que puede afectar el correcto funcionamiento del reactor y provocar, como se mencionó previamente, la corrosión de los elementos combustibles.

La eventual corrosión en algunos elementos combustibles en el RECH-1, implicaría la dispersión de productos de fisión en el agua de la piscina. Debido a esto, existe la necesidad de desarrollar un sistema que sea capaz de alojar un elemento combustible atacado por la corrosión, aislándolo de la piscina y que pueda retener los productos de fisión que son liberados al menos hasta que la corrosión termine.

Se propone entonces un sistema de confinamiento para los elementos combustibles que cuente con un circuito hidráulico interno anexo a una etapa de separación que sea capaz de contener dichos productos de fisión y limitar así el riesgo de irradiación por parte de esos elementos.

Para ello se presentan a continuación los objetivos de este proyecto:

Objetivo General:

- Diseñar un sistema de confinamiento de elementos combustibles y de retención de los productos de fisión.

Objetivos Específicos:

- Definir las características generales de los elementos combustibles, y de la separación y retención de los productos de fisión.
- Definir los parámetros principales para la operación del sistema.
- Obtener el diseño de un circuito hidráulico que contemple el confinamiento de elementos combustibles.
- Diseñar el proceso de separación y retención, en base a la información obtenida previamente.

2. Revisión Bibliográfica

2.1 Estado del arte

Un elemento combustible que ya no es capaz de mantener una reacción de fisión, debido a que la mayor parte de su material fisible se ha transformado en productos de fisión, se conoce como combustible gastado, en otras palabras ha alcanzado el final de su vida útil. Esto es aproximadamente una vez que se ha consumido el 50% del combustible original, según la recomendación del fabricante. Cuando esto ocurre el elemento combustible gastado debe ser retirado del núcleo del reactor y sustituido por un combustible nuevo que permita continuar con el funcionamiento normal de la instalación.

Si bien, el combustible gastado como tal representa un deshecho de la operación de un reactor nuclear, éste no puede ser descartado como un deshecho común, ya que contiene radionúclidos que pueden considerarse un riesgo para la salud, tanto para el personal ocupacionalmente expuesto como para el público en general, debido al alto nivel de radiación que estos generan.

La disposición de un elemento combustible gastado por lo general se realiza en piscinas debidamente acondicionadas las cuales están diseñadas para almacenar dichos elementos por varios años, hasta que los radionúclidos decaigan lo suficiente como para no representar un peligro a las personas, bienes y medioambiente; y que el calor residual producido se reduzca a un nivel adecuado para la extracción segura del dispositivo para su disposición final o transitoria según sea la estrategia de gestión de los elementos combustibles gastados del país.

En el caso particular de los reactores de investigación se utiliza agua liviana para el almacenamiento de los elementos combustibles gastados, los cuales recordemos están contruidos a partir de aluminio (AISI-6061) con un alto grado de pureza, el cual posee una excelente resistencia a la corrosión en agua pura para una temperatura ambiente, gracias a la formación de una pequeña capa de óxido en su superficie que actúa como recubrimiento para la placa [2], fenómeno conocido como pasivación. No obstante a esta característica del aluminio y a la baja concentración de sales en el agua de las piscinas, existe evidencia de corrosión en la estructura de los elementos combustibles.

Aun cuando la gran mayoría de los elementos combustibles se encontrará en óptimas condiciones aún después de 20 años de almacenamiento, es de esperar que al menos un 7% del combustible gastado sea afectado a causa de la corrosión por picadura [3]. Este porcentaje es obtenido a través de una examinación realizada por ingenieros de la SRS (Savannah River Site) a más de 1700 elementos combustibles, como parte del programa USDOE destinado a devolver a los Estados Unidos el combustible nuclear de investigación. La presencia de este mecanismo de corrosión en las placas de aluminio refuerza la necesidad de poner especial énfasis sobre la deionización del agua, dado que la existencia de ciertos iones en el agua, sobretodo el Cl^- , conducen a la ocurrencia de la corrosión por picadura.

En ese sentido, es lógico considerar que la solución de este problema parte por contrarrestar su causa, es decir, reducir aún más la presencia de iones en el agua del reactor. Sin embargo, la gran cantidad de agua en la piscina del reactor hace que esta solución sea poco viable desde un punto de vista tanto práctico como económico, para alcanzar los niveles de pureza deseados.

Existe la posibilidad de determinar la presencia de corrosión en un elemento combustible a partir de una inspección visual a las placas del elemento combustible, en busca de evidencia que demuestre el daño en aquellas placas, como puede observarse en la figura 2.1.

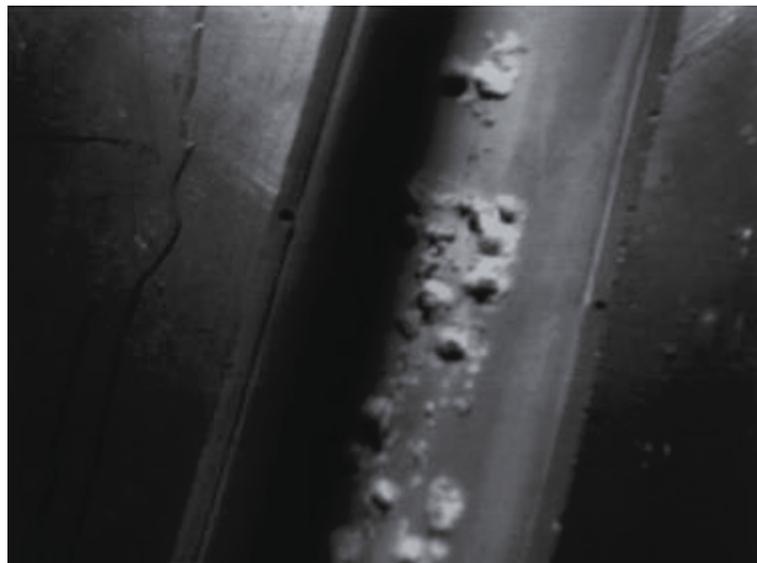


Figura 2.1: Corrosión por picadura en una placa combustible de Al-U [4].

Sin embargo, tomando en cuenta que un elemento combustible posee un diseño complejo, resulta difícil poder realizar un examen visual a las placas en busca de señales de

corrosión sin comprometer la estructura del mismo. Es por ello que se proponen otro tipo de ensayos no destructivos destinados a determinar la corrosión de un elemento combustible. El sipping [5] es un método frecuentemente empleado este propósito.

El sipping consiste básicamente en alojar un elemento combustible en un contenedor anexo a un circuito hidráulico cerrado, en el cual se hace circular agua mediante el uso de una bomba. Luego de varios ciclos dentro del circuito se podrá distinguir el daño por corrosión en las placas de Al-U al determinar la posible presencia de productos de fisión en el agua del circuito liberados por el elemento combustible.

Existen luego dos posibilidades:

- Si no hay productos de fisión en el agua analizada, el elemento combustible está en buen estado.
- Si hay presencia de productos de fisión en el agua analizada, el elemento combustible está siendo atacado por la corrosión y liberando entonces estos productos de fisión hacia el medio, a través de agujeros pasantes desde la superficie hasta el núcleo de la placa, conocido comúnmente como meat.

La detección de productos de fisión es llevada a cabo vía espectrometría gamma [6] donde se analiza específicamente la presencia del radioisótopo ^{137}Cs , ya que es uno de los isótopos con mayor rendimiento de la reacción de fisión de ^{235}U (con un rendimiento acumulativo de 6,19 por cada 100 reacciones de fisión realizadas) [7].

Con el propósito de minimizar la concentración de los productos de fisión hacia la piscina donde se alojan los elementos gastados, se han desarrollado diversos métodos destinados al tratamiento de los elementos combustibles atacados por la corrosión. El tratamiento y posterior separación de estos productos de fisión de la solución acuosa se convierte entonces en un punto crucial.

Dentro de los métodos propuestos se encuentran por ejemplo la remoción de ^{137}Cs y ^{90}Sr desde soluciones acuosas con bajo nivel de desechos radiactivos utilizando musgo como material adsorbente [8], en donde se determinó que el musgo (*Funaria Hygrometrica*) posee una alta afinidad para ambos compuestos en un rango de pH entre 5-9, alcanzando una capacidad de adsorción de ~6 [mg/g] para el Cesio y ~14 [mg/g] para el Estroncio. Sin embargo realizando un pretratamiento del musgo con NaOH esta capacidad puede alcanzar hasta ~17 [mg/g] para el Cesio y ~38 [mg/g] para el Estroncio.

La presencia además de cationes de Na^+ , K^+ , Ca^{+2} , Mg^{+2} y Al^{+3} a elevadas concentraciones permite la desorción del Cs y el Sr en el musgo. Pruebas de esterificación química realizadas indicaron además que este sería el principal mecanismo involucrado en la adsorción del Cs y el Sr con el musgo para este tipo de soluciones.

Otro proceso encontrado para la limpieza del agua de enfriamiento es la extracción por solvente del ^{90}Sr [9], usando como extractante orgánico el ácido di(2-etilhexil)fosfórico diluido con fosfato de tributilo (TBP). A la solución alimentada a la etapa de extracción se le agrega un buffer de ácido acético y acetato ocupada para la estabilización del pH dentro de los márgenes requeridos.

Una alternativa que ha sido ampliamente investigada es la separación magnética del ^{137}Cs utilizando nanopartículas de hexacianoferrato (III) de potasio [10], también conocido como "Azul de Prusia", el cual no solo posee propiedades magnéticas, sino que además una elevada afinidad con el Cesio, razón por la cual se usa comúnmente como medicamento en caso de ingestión accidental, ya que acelera el metabolismo de este radioisótopo. Una vez adsorbido el Cesio en este material, se realiza una decantación magnética eliminando finalmente el ^{137}Cs de la solución. La eficiencia de remoción puede alcanzar hasta un 94%.

Distintos métodos, sin embargo, aprovechan las propiedades electroquímicas de los productos de fisión. Por ejemplo, el ^{137}Cs y el ^{90}Sr son cationes cuyos estados de oxidación son (I) y (II) respectivamente, y por lo tanto frecuentemente se hace uso de equipos de intercambio iónico, como columnas de resina para la extracción de estos componentes desde soluciones acuosas.

En ese sentido, se ha estudiado el transporte competitivo y la adsorción de los radioisótopos ^{137}Cs , ^{90}Sr y ^{60}Co , donde se ocupan membranas poliméricas plastificadas de triacetato de celulosa con ácido dinonilnaftalensulfónico (DNNS) [11], que actúa como transportador iónico usando además 2-Nitrofenil-pentil-eter como plastificante. La selectividad de los cationes transportados resultó ser: $\text{Co(II)} > \text{Cs(I)} > \text{Sr(II)} > \text{Na}$. Este método alcanzó una recuperación de Co(II) fue de 95% mientras que para el Sr(II) fue apenas de 50%.

Otro tipo de resinas se han investigado en Japón a propósito del accidente en la planta nuclear de Fukushima Dai-Ichi con el objetivo de remover los radioisótopos de ^{137}Cs y el ^{134}Cs de los océanos [12]. Estas resinas orgánicas están constituidas por un polímero orgánico de poliacrilonitrilo, que contiene molibdofosfato de amonio. Los resultados obtenidos indican que

para 5 [mL] de resina se alcanza una eficiencia de extracción promedio de 95% para muestras de 35 [mg] de Cesio total diluidos en 20 [L] de solución, con un flujo de 35 [mL/min].

Si bien con las resinas pueden obtenerse elevadas eficiencias de extracción es posible remover virtualmente el Cesio y el Estroncio en su totalidad. Para hacerlo se lleva a cabo un proceso de extracción por solvente conocido como Proceso de Extracción de Productos de Fisión (FPEX) [13] donde se emplean dos reactivos altamente específicos; 4,4'(5')-di-*t*-butilciclohexano-18-corona-6 para la extracción selectiva del Estroncio, y calix-[4]-areno-bis-(*tert*-octilbenzo-corona-6) para la extracción selectiva del Cesio. Las eficiencias de remoción son de >99,99% y de >99,98% para el Cs y el Sr, respectivamente.

Cabe destacar respecto a este último método que el proceso utilizado requiere de una serie de etapas y equipos adicionales, a diferencia del tratamiento con resinas. Esto implica necesariamente un aumento considerable en los costos de separación, que podría no justificar el incremento de eficiencia desde el 95% hasta un 99,99%. Esto dependerá necesariamente del tipo de reactor utilizado, es decir, la cantidad de combustible gastado generado por unidad de tiempo.

La extracción de los productos de fisión desde las aguas de enfriamiento que albergan a un elemento combustible no es el único punto de importancia. El tratamiento de un elemento combustible ya gastado debiera analizarse con especial atención, aun cuando no esté contemplado el reprocesamiento y recuperación del uranio útil desde estos elementos. En efecto, el proceso Vitrocerus desarrollado en el Centro Atómico de Bariloche pone especial énfasis en este tema.

El proceso Vitrocerus [14], diseñado para el tratamiento de elementos combustibles provenientes de reactores de investigación, consiste en la creación de una matriz cerámica mediante sinterización, a partir de un elemento combustible al cual se le retira el excedente de aluminio, y cuyo producto final contiene una disolución isotópica de uranio combustible y natural (como U_3O_8), y vidrio de baja viscosidad para proveer una mayor resistencia mecánica al material obtenido. El resultado es un cerámico compacto que contendrá los productos de fisión y que puede ser almacenado en seco, a la espera de su disposición final.

2.2 Resumen Teórico

Previo al desarrollo del proyecto, resulta conveniente interiorizarse con ciertos conceptos básicos, necesarios para la comprensión adecuada del contenido tratado en capítulos posteriores de esta memoria. En ese sentido el siguiente resumen teórico tiene por función la integración de dichos conceptos.

2.2.1 Reacciones Nucleares

Estabilidad Nuclear

El núcleo de un átomo de número atómico Z y de masa atómica A está compuesto por una cantidad de Z protones y de $N = A - Z$ neutrones. La masa atómica de todos los átomos individuales son cercanos a números enteros y, por lo tanto, A nos entregará el número total de *nucleones* (protones y neutrones) en el núcleo. Una especie atómica definida por su constitución nuclear, es decir sus valores de Z y A , se conoce como *núclido*. Para la designación correcta de un núclido, por convención, se escribe la especie atómica añadiendo previamente un subíndice para Z y un superíndice para A . Por ejemplo: 1_1H , 2_1H y ${}^{19}_9F$ son núclidos. Los núclidos de igual número atómico pero distinto número másico se conocen como *isótopos*, mientras que los núclidos de igual número másico pero distinto número atómico se conocen como *isótonos*.

El hidrógeno por ejemplo puede encontrarse como cualquiera de sus tres isótopos: protio 1_1H , deuterio 2_1H y tritio 3_1H ; y la proporción en la que se encuentren en la naturaleza, o más específicamente en un planeta, se define como *abundancia isotópica* y se expresa normalmente como un porcentaje del total de isótopos. El protio y el deuterio, cuyas abundancias isotópicas en la Tierra son 99.9885% y 0.0115% respectivamente, son núclidos estables, mientras que el tritio es radiactivo y no puede encontrarse naturalmente en la Tierra. Los núclidos radiactivos se los conocen como *radionúclidos*, o *radioisótopos*.

Tomando en cuenta la interacción electromagnética entre dos partículas con carga y si consideramos además la carga del protón, sería válido pensar que a tan corta distancia los protones que residen en el núcleo, cuyas cargas son iguales, deberían experimentar una fuerte

repulsión entre sí debido a fuerzas coulombianas. No obstante, sabemos que en la naturaleza los protones no sólo no se repelen, sino que además junto con los neutrones, tienden a permanecer unidos en el núcleo. Si bien la fuerza gravitacional genera una atracción entre las partículas, es despreciable en magnitud en comparación a la interacción coulombiana. De este análisis se desprende entonces que debe existir una fuerza que sea capaz de mantener la cohesión de los nucleones, que sea de corto alcance y lo suficientemente fuerte como para sobreponerse a la repulsión de dos cargas iguales.

En efecto, la *fuerza nuclear fuerte* (o interacción nucleón-nucleón) es la responsable de la unión de protones y neutrones en el núcleo atómico, y de darle a éste su estructura característica. Es una fuerza altamente atractiva a una distancia de 1 [fm] ($1 \cdot 10^{-15}$ [m]), pero decrece rápidamente hasta una magnitud insignificante a distancias de 2.5 [fm] ($2.5 \cdot 10^{-15}$ [m]). Además, a distancias muy pequeñas (aproximadamente 0.7 [fm]) la fuerza nuclear se convierte en una fuerza repulsiva. La figura 2.2 muestra de forma esquemática la fuerza de repulsión entre dos nucleones como función de la distancia y la compara con la fuerza coulombiana (la que aplica sólo para dos protones).

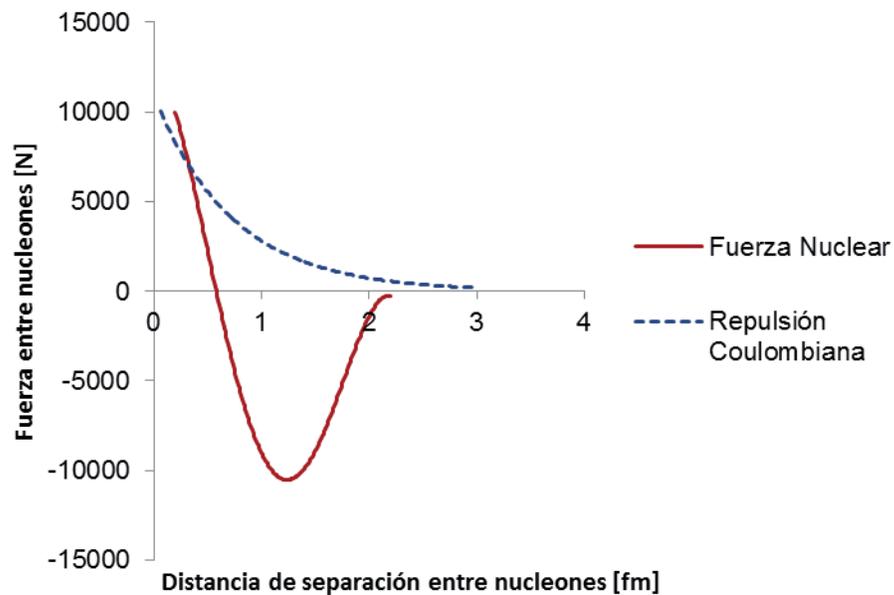


Figura 2.2: Fuerza nuclear fuerte y fuerza coulombiana como función de la distancia entre nucleones.

Esto conduce al hecho de que, para alcanzar el núcleo, un protón requerirá una cantidad considerable de energía, en contraste con un neutrón, que puede alcanzar el núcleo a cualquier

energía, gracias a su naturaleza sin carga, por lo que no será afectado por fuerzas de tipo coulombiana.

Estabilidad nuclear y decaimiento radiactivo

Los cambios en el núcleo atómico pueden ocurrir de muchas maneras. Las reacciones nucleares, al igual que las reacciones químicas pueden dividirse en exotérmicas y endotérmicas. Sin embargo, las energías asociadas a cambios nucleares son aproximadamente un millón de veces más grandes que las energías asociadas a los cambios de enlaces de los electrones de valencia, normalmente involucrados en las reacciones químicas.

La magnitud de energía involucrada en las reacciones nucleares tiene relación con la cantidad de energía necesaria para la separación de un núcleo atómico en sus nucleones constituyentes o viceversa. Para estimar esta energía primero hay que tener claro lo siguiente. Al separar un átomo cualquiera en sus constituyentes, la masa del átomo será siempre menor que la suma de los nucleones y electrones que lo componen, y por lo tanto la ley de conservación de la masa no se cumple.

Esta diferencia se conoce como *defecto de masa*. El defecto de masa para un núcleo cualquiera viene dado por

$$\Delta m = Z \cdot m_p + N \cdot m_n - m_A \quad (2.1)$$

Donde m_A corresponde a la masa del núcleo del átomo. La energía asociada al proceso de separación o unión de los nucleones viene dada por la conversión del defecto de masa en energía, y su relación está dada por la célebre ecuación de Einstein

$$E = m_0 \cdot c^2 \quad (2.2)$$

Esta ecuación explica la equivalencia para la conversión entre masa y energía, en particular, que la completa aniquilación de una partícula u otro cuerpo de masa en reposo m_0 liberará una cantidad de energía E , donde c corresponde a la velocidad de la luz en el vacío. Entonces, reemplazando la masa inicial m_0 por el defecto de masa en la ecuación 2.2 se obtiene

$$E_E = \Delta m \cdot c^2 \quad (2.3)$$

Esta energía E_E se conoce como *energía de enlace nuclear*. La energía de enlace nuclear representa entonces la energía con la cual se mantienen a los nucleones unidos en el núcleo.

La energía de enlace total de un núcleo es una función creciente de la masa atómica, para $A < 60$. Sin embargo este no es un incremento lineal. Este fenómeno puede observarse mediante la representación de la energía de enlace promedio por nucleón con respecto al número másico A , tal y como se presenta en la figura 2.3. Puede apreciarse además que existen ciertas desviaciones de la curva para A pequeños, mientras que para $A > 60$ la curva decrece lentamente en función de A . Este comportamiento sugiere entonces la posibilidad de obtener esa energía liberada mediante dos maneras; para $A < 60$ vía *fusión* de dos núcleos livianos en un núcleo más pesado, o bien para $A > 60$ vía *fisión* de un núcleo pesado en dos núcleos más livianos.

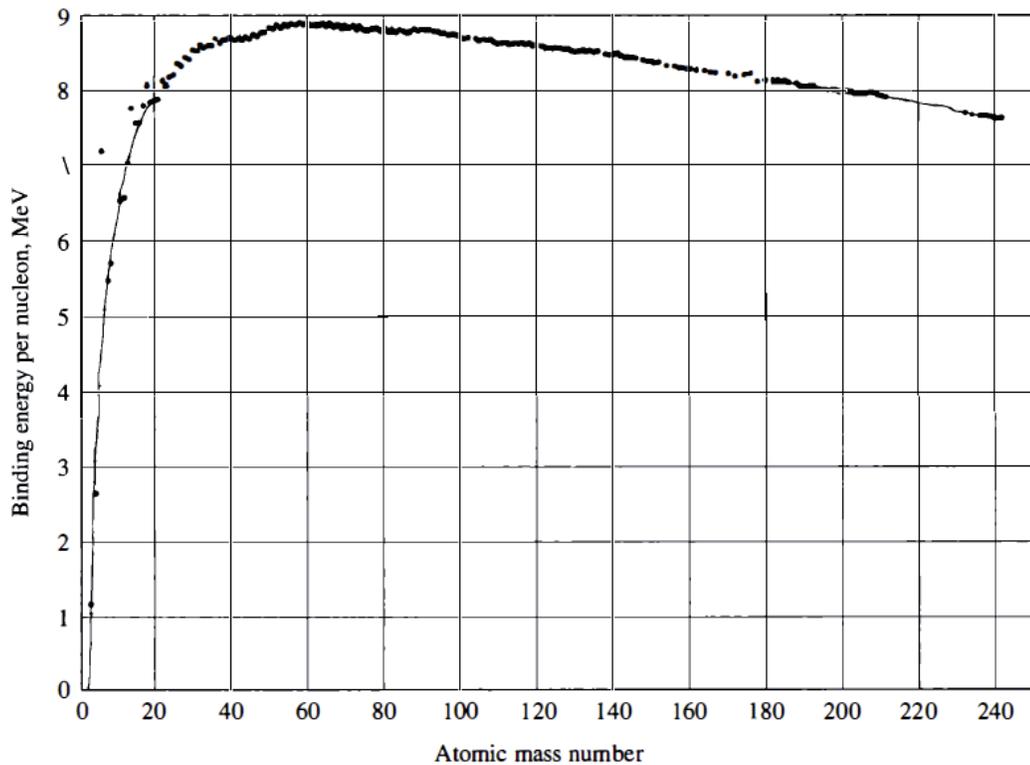


Figura 2.3: Energía de enlace promedio por nucleón en función del número másico [15].

Como se mencionó en la sección anterior, los protones y los neutrones de un núcleo se mantienen unidos en él gracias a la acción de la fuerza nuclear, la cual además le otorga su

estructura característica. Analizando detenidamente la figura 2.3, podemos obtener ideas preliminares de algunas propiedades de la fuerza nuclear. Si cada nucleón fuera capaz de atraer a todos los otros nucleones de un mismo núcleo, entonces la energía de enlace promedio por nucleón sería proporcional a $A \cdot (A - 1)$, o directamente A^2 . Sin embargo, dado que la energía de enlace varía linealmente con A , implica entonces que cada nucleón atrae solo a su vecindad más cercana, y no al resto de los nucleones.

Además, hay que considerar que no todos los nucleones están atraídos con la misma intensidad. Por ejemplo los nucleones que se encuentren en la superficie del núcleo se encontrarán menos ligados que aquellos ubicados en regiones más centrales.

Siguiendo la misma idea, la figura 2.4 muestra el gráfico de los núclidos conocidos en función de su número atómico (Z) y su número de neutrones (N), la que se conoce como carta de núclidos. La figura muestra que para un número atómico menor a 20, los núcleos estables poseen un número igual de neutrones y protones, pero para números atómicos mayores a 20, los núcleos estables compondrán de un mayor número de neutrones que de protones. Esto quiere decir de alguna forma que estos neutrones adicionales serán necesarios para otorgar una mayor estabilidad a los núcleos más pesados.

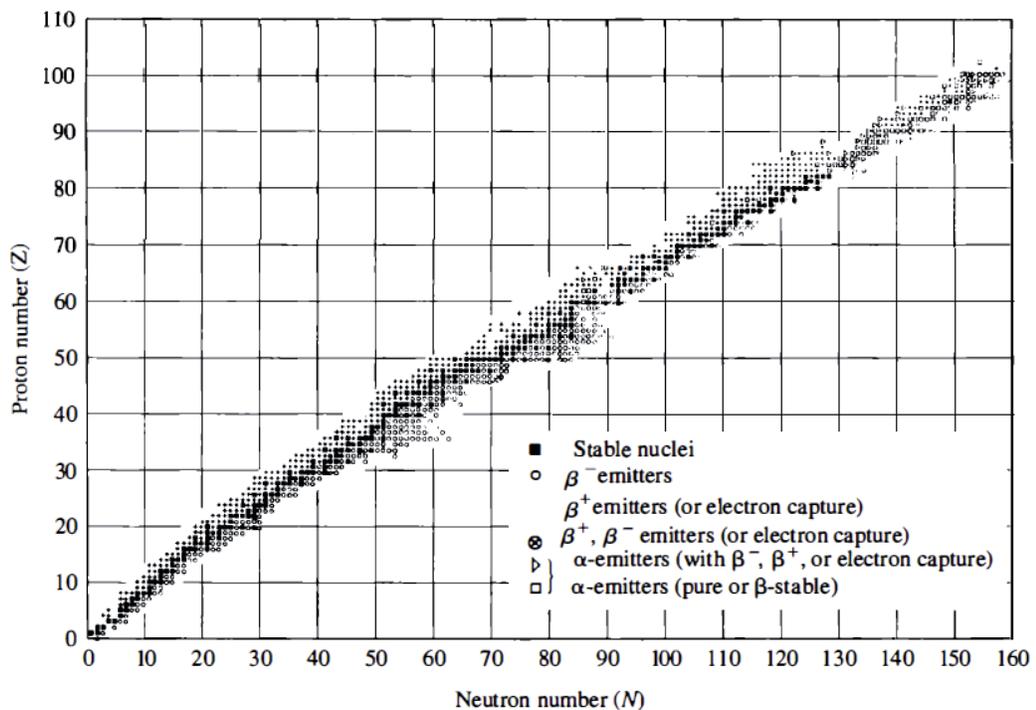
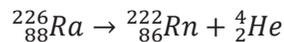


Figura 2.4: Carta de Segre [16].

La carta de núclidos muestra que sólo ciertas combinaciones de neutrones y protones producirán un núcleo estable. Aun cuando un elemento puede poseer múltiples isótopos, un átomo con muchos o pocos neutrones tendrá un núcleo inestable y por lo tanto experimentará un *decaimiento radiactivo*. El tipo de decaimiento radioactivo que sufrirá un radionúclido dependerá de la proporción entre neutrones y protones, además de su número másico.

Decaimiento α

La forma en que un núcleo pesado inestable experimenta un decaimiento radiactivo se conoce como *decaimiento alfa*. Mediante este proceso un núcleo pesado puede liberar el exceso de nucleones que en él se encuentren a través de la emisión de una *partícula alfa*, la que consiste básicamente en un núcleo de ${}^4\text{He}$. El núcleo de ${}^4\text{He}$ es elegido como agente de este proceso debido a que es un sistema fuertemente enlazado, y por lo tanto la energía cinética liberada en este decaimiento es maximizada. Un ejemplo del proceso de un decaimiento alfa sería:



Desde el punto de vista físico la emisión de una partícula alfa en un núcleo pesado es una consecuencia directa de la repulsión coulombiana entre protones, dado que ésta se incrementa rápidamente (a una tasa proporcional a Z^2). Este fenómeno provoca una disminución constante en la energía de enlace por nucleón para núcleos de $A > 60$ como puede apreciarse en la figura 2.3.

Decaimiento β

El proceso en el que un núcleo puede corregir un exceso de protones o de neutrones se conoce como *decaimiento beta*. La manera de realizar esta corrección es convirtiendo el protón en un neutrón o viceversa. Este proceso puede ocurrir de tres formas posibles, cada una de las cuales debe involucrar otra partícula cargada para conservar la carga eléctrica.



El primer proceso es conocido como decaimiento beta negativo e involucra la creación y la emisión de un electrón ordinario. El segundo proceso se conoce como decaimiento beta positivo, en la cual un electrón de carga positiva (positrón) es emitido. En el tercer proceso, un

electrón que circule muy cerca del núcleo es capturado, permitiendo la conversión del protón en un neutrón.

En estos tres procesos, otras partículas llamadas neutrino o antineutrino serán también emitidas, pero dado que ninguna de estas partículas posee carga eléctrica, su inclusión en el proceso de decaimiento no afectará la identidad de las partículas finales.

Es importante notar que a diferencia del decaimiento alfa, donde la emisión de nucleones proviene del núcleo previo al decaimiento, el positrón o el electrón son partículas creadas a partir de la energía liberada durante el decaimiento y por lo tanto no existían previamente al interior del núcleo.

Decaimiento γ

El *decaimiento gamma* consiste en la transición del núcleo desde un estado excitado hasta un estado menos excitado mediante la emisión de un fotón de alta frecuencia o *rayo gamma* que posee una energía igual a la diferencia entre esos estados nucleares. La emisión gamma sucede a los decaimientos alfa y beta dado que estos decaimientos provocan un estado excitado en el *núcleo hijo*.

Actividad

El cálculo del decaimiento de un núcleo radiactivo es relativamente sencillo si consideramos el hecho de que sólo hay una ley fundamental que gobierna todos los procesos de decaimiento. Esta ley establece que la probabilidad de que un núcleo decaiga por unidad de tiempo será una constante independiente del tiempo. Esta constante se conoce como *constante de decaimiento* y se denota como λ .

Supongamos que tenemos una muestra de material radiactivo. Si a tiempo t hay una muestra con $n(t)$ átomos que aún no han decaído, habrá $\lambda \cdot n(t)dt$ de ella que decaerá en un intervalo de tiempo dt . La velocidad con la que decae la muestra será entonces $\lambda \cdot n(t)$ desintegraciones por unidad de tiempo. Esta tasa de decaimiento se conoce como actividad y se denota como α . Entonces, la actividad para un tiempo t viene dado por

$$\alpha(t) = \lambda \cdot n(t) \tag{2.4}$$

Tradicionalmente se ha medido la actividad en unidades de *curies*, donde un curie (Ci), se define exactamente como 3.7×10^{10} desintegraciones por segundo. La unidad de actividad utilizada en el SI es el *becquerel* (Bq), el cual equivale exactamente a una desintegración por segundo.

Considerando que la actividad equivale a desintegración por unidad de tiempo, la ecuación 2.4 también puede expresarse como

$$-\frac{dn(t)}{dt} = \lambda \cdot n(t)$$

Integrando la ecuación resulta en

$$n(t) = n_0 e^{-\lambda t} \quad (2.5)$$

Donde n_0 corresponde a la cantidad de átomos de material radiactivo para $t = 0$. Nótese que esta expresión no considera la posible generación de muestra, por lo tanto debe agregarse este término en la ecuación 2.4 cuando esto suceda. Multiplicando por λ a ambos lados de la ecuación 2.5 se obtiene

$$\alpha(t) = \alpha_0 e^{-\lambda t} \quad (2.6)$$

Esta función permite calcular la actividad para distintos tiempos. Se concluye a partir de la ecuación 3.6 que la actividad decrece exponencialmente en función del tiempo.

El tiempo necesario para que la mitad de la muestra radiactiva se haya desintegrado se conoce como *periodo de semidesintegración*, y se denota mediante el símbolo $T_{1/2}$. Introduciendo esta definición en la ecuación 2.5 se obtiene que

$$\frac{n_0}{2} = n_0 e^{-\lambda T_{1/2}}$$

Despejando se obtiene que el periodo de semidesintegración equivale a la expresión

$$T_{1/2} = \frac{\ln 2}{\lambda} \quad (2.7)$$

Fisión

Se explicó previamente que la energía de enlace por nucleón decrece a medida que aumenta el número másico, para A mayores que 60. Esto significa que podrá obtenerse una configuración más estable de nucleones siempre que un núcleo pesado se divida en dos partes más pequeñas, es decir, que experimente una fisión. Mientras más pesado un núcleo, será más

inestable y por lo tanto es de esperar que la fisión ocurra espontáneamente, sin la necesidad de algún tipo de intervención externa. Si bien la fisión nuclear puede considerarse como una forma de decaimiento, en tanto suceda naturalmente, ésta no ocurre con frecuencia, razón por la cual no fue abordada previamente en la sección de reacciones nucleares, donde se trató en particular el fenómeno del decaimiento radiactivo.

Como se mencionó anteriormente al explicar la causa del decaimiento alfa, uno de los principales responsables de la disminución de la energía de enlace por nucleón es la fuerza de repulsión coulombiana. Este decrecimiento de la energía de enlace es también la causa principal de que la fisión nuclear ocurra.

Dado que raramente un núcleo pesado tendrá la energía suficiente como para que su fisión suceda de manera natural, será necesario entonces agregar energía desde una fuente externa. La energía necesaria para que el núcleo pueda deformarse al punto en que el sistema comience a separarse en dos y que así suceda la fisión se conoce como *energía crítica de fisión*.

Cualquier procedimiento que sea capaz de inyectar la energía crítica a un núcleo de manera tal que cause la fisión, se dirá que ese método ha *inducido* la fisión. El método más importante es la absorción neutrónica. Cuando un neutrón es absorbido se produce un estado excitado en el núcleo con una energía equivalente a la suma de la energía cinética del neutrón incidente y la energía de enlace del neutrón en el núcleo. Si la energía de enlace por si sola es mayor que la energía crítica de fisión de un núcleo, entonces la fisión puede ocurrir aun cuando los neutrones en teoría no tengan energía cinética. Por ejemplo, cuando un neutrón es absorbido en un núcleo de ^{235}U produce un núcleo compuesto de ^{236}U . Este núcleo compuesto posee una energía crítica de fisión de 5.3 [MeV] y la energía de enlace de este último neutrón absorbido es de 6.4 [MeV], es decir, 1.1 [MeV] de energía por sobre la energía crítica, lo que implica que la fisión de éste núcleo compuesto ocurrirá inmediatamente. Esta característica es la que hace del ^{235}U , un excelente *material fisible*.

Sin embargo, para la mayoría de los núcleos pesados la energía de enlace del neutrón incidente no es suficiente para suplir al núcleo compuesto de la energía crítica suficiente, y por lo tanto para que la fisión ocurra el neutrón requerirá una energía cinética mayor a la diferencia entre la energía crítica de fisión y la energía de enlace del último neutrón del núcleo compuesto. Núcleos de este tipo que requieren el impacto de un neutrón de alta energía cinética se dice

que son fisionables pero no fisibles. Esto hace que núclidos pesados y fisionables como el ^{238}U no sean prácticos como para ser utilizados en reactores nucleares de fisión.

Productos de fisión

Desde una base intuitiva sería razonable pensar que un núcleo fisionado se separará en dos núcleos más o menos iguales, tanto en número atómico como en número másico. Sin embargo un tipo de fisión tan simétrica, aunque ocurre, es altamente improbable. Los productos de fisión poseen una distribución másica asimétrica y por lo tanto el núcleo inicial se dividirá con mayor probabilidad en dos núcleos muy distintos entre sí, uno pesado y otro más liviano. Existen en consecuencia cientos de productos de fisión que pueden formarse a partir de un núcleo más pesado, cada uno de estos productos con su propio rendimiento.

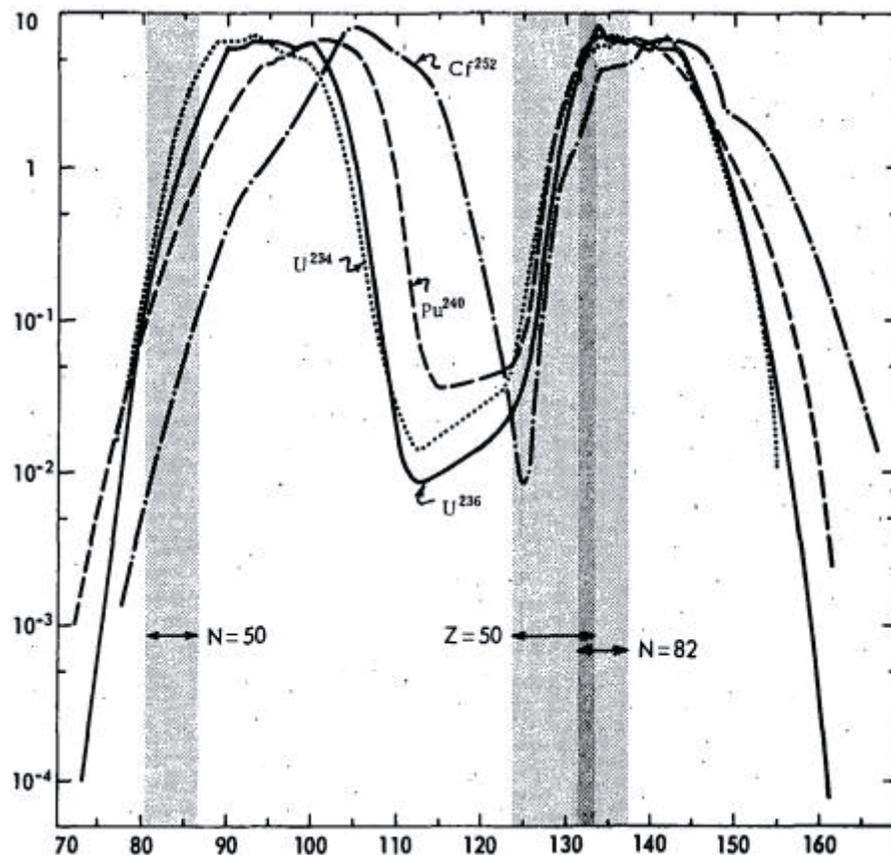


Figura 2.5: Distribución másica de fragmentos de fisión de distintos núclidos pesados inducidos con neutrones térmicos [17]

La figura 2.5 representa la distribución másica de los productos de fisión de distintos núcleos pesados inducidos por un neutrón térmico en función del número másico de dichos

productos. Estas distribuciones evidencian ciertas características inesperadas de la fisión nuclear:

- El rendimiento másico de los productos de fisión presentan un comportamiento bimodal, esto quiere decir que no todas las formas en las que un núcleo pesado puede fisionar tendrán la misma probabilidad de ocurrir.
- Realizando una comparación entre los fragmentos de los distintos núcleos fisionados, se puede observar que los fragmentos pesados se pueden superponer bastante bien entre sí, no así los fragmentos más livianos. De hecho el número másico promedio de los fragmentos más pesados de los distintos núcleos fisionados se mantiene aproximadamente constante en 140, mientras que los fragmentos más livianos tienen un número másico promedio linealmente proporcional al número másico del núcleo fisionado.

Esta última característica es quizás la más importante ya que nos proporciona ciertas directrices sobre por qué los productos de fisión se distribuyen en la forma que lo hacen. La explicación de este inusual comportamiento reside en el *modelo de capas nuclear*. El modelo de capas nuclear es un modelo del núcleo atómico que describe la estructura del núcleo en términos de niveles de energía utilizando el principio de exclusión de Pauli, de forma análoga al modelo de capas atómico empleado para describir la estructura del manto electrónico de un átomo en sus distintos niveles de energía.

El llenado de los niveles de energía en el modelo de capas nuclear está definido por un concepto utilizado en física nuclear conocido como *números mágicos*. Un número mágico es un número de neutrones o protones que permite completar el nivel energético del núcleo del átomo. Los núcleos que contienen un número de protones o neutrones igual a un número mágico poseen una mayor energía de enlace por nucleón.

La figura 2.5 muestra aquellas regiones donde es posible encontrar fragmentos con un número mágico de protones o neutrones, regiones donde $Z = 50$ o bien $N = 82$. Cercano al borde inferior de la distribución másica de los fragmentos más pesados podemos encontrar el núcleo ^{132}Sn el cual posee un doble número mágico, donde ambas regiones se encuentran superpuestas. Esta configuración tan estable es la que determina entonces el borde inferior de la distribución másica de los fragmentos más pesados, otorgando finalmente este comportamiento bimodal característico de la distribución másica de los productos de fisión.

2.2.2 Corrosión

Un elemento sumamente importante que debe ser abordado por su alcance en esta memoria es el fenómeno conocido como corrosión. La *corrosión* consiste en el deterioro progresivo de un material debido a una acción química o electroquímica del material con el entorno. En la gran mayoría de los casos, la corrosión corresponde a un proceso espontáneo donde la composición y las propiedades físicas de un material se verán inexorablemente comprometidas con el paso del tiempo. Al analizar la corrosión de los metales desde un punto de vista termodinámico, la energía libre de los metales es mayor cuando se encuentran en su estado metálico que cuando se encuentran formando compuestos como óxidos y por lo tanto los metales tenderán naturalmente a oxidarse, alcanzando un menor estado de energía.

Debido al empobrecimiento paulatino de la integridad física de los materiales atacados por la corrosión es que se hace indispensable el desarrollo de medidas que permitan detener su curso o al menos retardar sus efectos. El uso de materiales metálicos en diversos rubros lleva a que el fenómeno de la corrosión sea una problemática transversal de la cual la ingeniería nuclear también es parte. Recordemos que en el capítulo anterior se mencionó que aproximadamente un 7% del total de los elementos combustibles en un reactor nuclear tanto de investigación como de potencia podría verse afectado por la corrosión.

El estudio de la corrosión implica la comprensión de su origen y por lo tanto proporciona las herramientas necesarias para controlar y mitigar sus efectos, e incluso poder utilizar la corrosión a nuestro favor. A continuación se presentan algunas características y principios básicos que gobiernan la corrosión en aluminio, particularmente asociada a su mecanismo por picadura, sus causas y los métodos de control más utilizados.

Corrosión por Picadura

La corrosión por picadura es una forma de corrosión altamente destructiva que produce pequeñas agujeros en un metal, y que dependiendo de las condiciones puede incluso llegar a perforar una sección metálica. Dado que un metal atacado por corrosión por picadura normalmente posee no uno sino múltiples agujeros, resulta complejo determinar la extensión del daño producido ya que no todos los orificios generados serán idénticos. Este tipo de corrosión

además es muy difícil de detectar a simple vista ya que los agujeros, en lugar de quedar expuestos, tienden a cubrirse con los productos de la corrosión.

Las condiciones que pueden generar una corrosión por picadura son:

- Heterogeneidad estructural del material.
- Heterogeneidad de composición en la superficie del material.
- Exposición a soluciones iónicas.

Este último punto es de suma importancia ya que corresponde al único factor externo que puede inducir la picadura. La exposición de la superficie metálica a una solución con una concentración de iones genera una celda de concentración localizada donde ocurren las siguientes semirreacciones electroquímicas

Semirreacción anódica (oxidación del metal):



Semirreacción catódica:



La figura 2.6 ilustra de manera esquemática la celda electroquímica que ocurre en la superficie del metal y que es responsable del desarrollo de la corrosión por picadura. En el fondo del piquete sucede la reacción anódica, es decir la oxidación del metal.

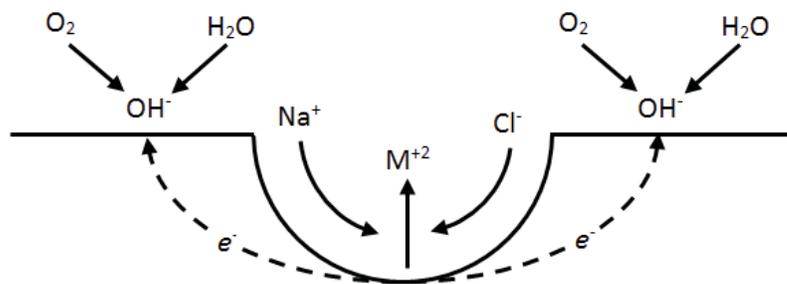


Figura 2.6: Esquema del crecimiento de una perforación en un metal sumergido en una solución iónica enriquecida con oxígeno.

Una vez que se ha desarrollado parcialmente la picadura en el fondo del agujero comienza a producirse una acumulación de ácido, lo que acelera la reacción anódica, en otras palabras el proceso se vuelve autocatalítico.

La picadura es el principal mecanismo de corrosión en los elementos combustibles revestidos de aluminio. Si bien la pasivación del aluminio provee a éste de un recubrimiento que le otorga una excelente resistencia a la corrosión, la existencia de defectos o fallas en el recubrimiento facilitará el desarrollo de la corrosión por picadura. Debido a la agresividad de este tipo de corrosión, la posibilidad de perforación del elemento combustible es el efecto menos deseable, debido a la eventual liberación del combustible y de sus productos de fisión. La dispersión de estos núclidos en la piscina donde se encuentran alojados los elementos combustibles provocaría un aumento en la actividad del agua, lo que puede llevar, en el peor de los casos, a un aumento importante en los niveles de exposición del personal ocupacionalmente expuesto alrededor de la piscina que aloja al núcleo del reactor.

Teniendo presente las causas que provocan el desarrollo de la corrosión por picadura, y dado que no es posible utilizar otro tipo de material como elemento combustible, la condición más importante a evitar es la presencia de electrolitos e impurezas en el agua, convirtiendo la deionización del agua en un punto fundamental en cuanto a prevención de la corrosión. Otro punto importante para impedir la picadura es la extracción del oxígeno que normalmente se encuentra disuelto en el agua, al interior de las piscinas de almacenamiento.

3. Diseño del Sistema

En el siguiente capítulo se desarrollará el diseño del sistema de confinamiento de elementos combustibles que poseen fuga de productos de fisión. El diseño global del sistema se dividió en cuatro ejes importantes:

- Análisis de las principales restricciones que podría tener el sistema, específicamente relativas a la disipación del calor de decaimiento de los elementos combustibles.
- Diseño de las columnas de intercambio iónico, es decir, la estimación de la cantidad de resina que se necesita para la extracción de los productos de fisión.
- Diseño del circuito hidráulico que conecte las columnas de intercambio iónico con los contenedores de los elementos combustibles.
- Selección de la bomba que permita circular el refrigerante a través del circuito hidráulico, en particular a través del lecho de resinas calculado previamente.

Cabe destacar que para esta memoria se contempla el diseño del sistema, considerando sólo los parámetros termohidráulicos. En ese sentido, se omitió la estimación del blindaje contra la radiación para las columnas de intercambio iónico, dada la complejidad que implican los cálculos de blindaje con sistemas que involucran liberación de neutrones.

3.1 Extracción del calor por decaimiento

Previo al dimensionamiento del sistema de confinamiento de elementos combustibles pinchados, resulta conveniente determinar aquellos parámetros bajo los cuales el diseño se encuentra restringido. Estos parámetros comúnmente se encuentran relacionados a aspectos de seguridad radiológica, como la reducción de los factores de riesgo que pudiesen potencialmente provocar algún tipo de evento indeseable con material radiactivo, poniendo especial énfasis en la disminución de los niveles de exposición innecesaria del personal durante la operación del sistema.

Desde esa perspectiva, un aspecto importante a tener en consideración es el calor por decaimiento producido en un elemento combustible. El calor por decaimiento es una forma de

calor residual del proceso de fisión. Éste se produce debido a la disipación de energía de las emisiones beta y gamma de los productos de fisión, luego de la irradiación del combustible con neutrones.

La evaluación de este fenómeno es fundamental, ya que si el sistema de confinamiento no es capaz de disipar el calor de decaimiento, la eventual ebullición del refrigerante podría aumentar significativamente la presión en el interior del sistema, incrementando el riesgo de que se produzca cavitación en la succión de la bomba.

El calor de decaimiento es proporcional a la tasa de emisión de radiación beta y gamma. La siguiente expresión permite estimar las tasas de energía de emisión por fisión de U_{235} ocurrida como función del tiempo de decaimiento t_d [18]:

$$\beta(t_d) = 1.50 \cdot 10^{-6} \cdot t_d^{-1.2} \left[\frac{MeV}{s f} \right] \quad (3.1)$$

$$\gamma(t_d) = 1.67 \cdot 10^{-6} \cdot t_d^{-1.2} \left[\frac{MeV}{s f} \right] \quad (3.2)$$

Para un arreglo de elementos combustibles que ha sido irradiado por t_i días, cuyo proceso de fisión disipa una potencia térmica constante P , entonces el calor de decaimiento de dicho arreglo luego de t_d días viene dada por

$$H = 6.85 \cdot 10^{-3} \cdot P \cdot (t_d^{-0.2} - (t_d + t_i)^{-0.2}) [W] \quad (3.3)$$

Esta ecuación corresponde a la integración de las expresiones empíricas (3.1) y (3.2) sobre un tiempo de irradiación t_i , asumiendo además que cada reacción de fisión de U_{235} libera entre 190 – 200 [MeV].

Para arreglos más pequeños y de baja carga, donde la potencia térmica de fisión P no es estable durante el tiempo de irradiación, conviene reemplazar la potencia y el tiempo de irradiación respectivamente por una potencia térmica de fisión promedio \bar{P} (en Watts) y un tiempo transcurrido t_e (en días) que corresponde a la suma de todos los tiempos de irradiación. Entonces, la ecuación 3.3 queda

$$H \cong 6.85 \cdot 10^{-3} \cdot \bar{P} \cdot (t_d^{-0.2} - (t_d + t_e)^{-0.2}) [W] \quad (3.4)$$

Una forma de estimar la potencia del arreglo está dada por la fórmula

$$\bar{P} = \frac{G}{1.25 \cdot 10^{-6} \cdot t_e} [W] \quad (3.5)$$

Donde G corresponde a la masa en gramos del U_{235} quemado en el arreglo combustible, para un tiempo transcurrido t_e .

La figura 3.1 representa gráficamente la ecuación 3.4 y el comportamiento del calor de decaimiento con respecto al tiempo. Para este caso se consideró un quemado de combustible de 5 [g] de U_{235} , durante una jornada de operación (tiempo transcurrido) de 22 horas (~0.92 días), lo que corresponde a los parámetros de operación del núcleo completo del reactor nuclear RECH-1 considerando los valores de quemado del total de elementos combustibles que figuran en la tabla 3.1.

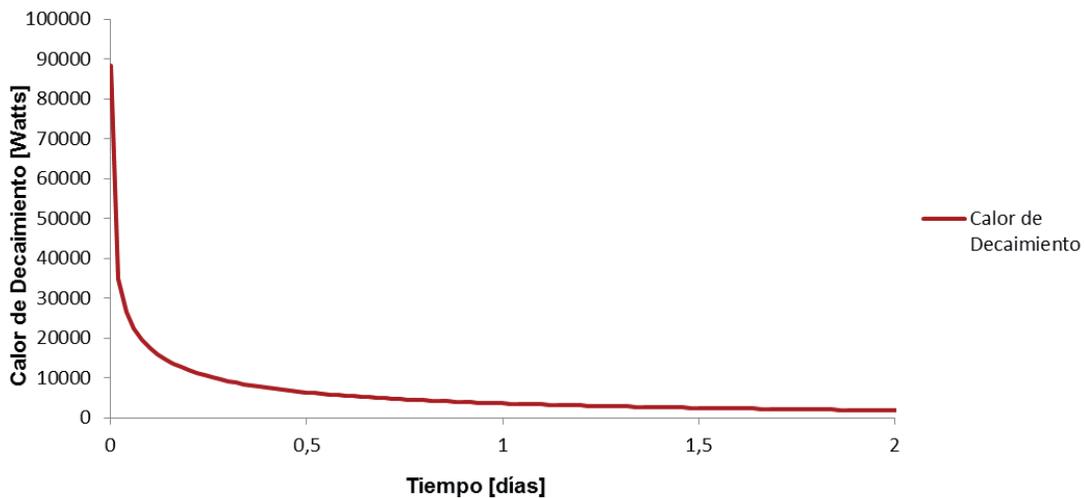


Figura 3.1: Calor de decaimiento para un quemado de 5 [g] de U_{235} para un tiempo transcurrido de aproximadamente 22 horas.

Una de las características más relevantes de la ecuación 3.4 es que ésta es independiente del tipo de arreglo de combustible, de su configuración o su geometría, lo que implica que es posible determinar el calor de decaimiento para el núcleo completo de un reactor, o bien un elemento combustible en particular. Esto nos permite evaluar si el sistema de confinamiento es capaz o no de disipar el calor de decaimiento de un elemento combustible gastado.

3.1.1 Modelación de la temperatura media del refrigerante en el tiempo

Para poder desarrollar la estimación de la temperatura que alcanza el refrigerante que rodea el elemento combustible, es necesario desarrollar un modelo matemático que nos permita determinar la variación de esta temperatura con respecto al tiempo.

La modelación de la temperatura del refrigerante al interior del sistema de confinamiento tiene como base el desarrollo de un balance de energía macroscópico y transiente, en el cual se asume que la temperatura es homogénea a través de todo el refrigerante. Considerando un balance de energía transiente

$$\frac{dH}{dt} = Q_{generado} - Q_{disipado} \quad (3.6)$$

El calor generado $Q_{generado}$ corresponde al calor de decaimiento expresado en la ecuación 3.4 donde \bar{P} se ha reemplazado por la ecuación 3.5, es decir

$$Q_{generado} = 6.85 \cdot 10^{-3} \cdot \left(\frac{G}{1.25 \cdot 10^{-6} \cdot t_e} \right) \cdot (t^{-0.2} - (t + t_e)^{-0.2}) \quad (3.7)$$

Por otro lado el calor disipado $Q_{disipado}$ corresponde al calor liberado por el refrigerante hacia la piscina a través de las paredes del sistema de confinamiento. La forma más conveniente de expresar el calor disipado es utilizando un coeficiente global de transferencia de calor. La magnitud de este coeficiente global de transferencia de calor será cercano al valor del coeficiente de película más pequeño, ya que será éste quién limite la velocidad del transporte de energía. En ese sentido podemos desprestigiar el efecto de conducción a través de la pared de acero del confinamiento. El calor disipado se expresa como

$$Q_{disipado} = U \cdot A \cdot (T - T_o) \quad (3.8)$$

Reemplazando el calor generado y el disipado en la ecuación 3.6 se obtiene la expresión

$$\frac{dH}{dt} = 6.85 \cdot 10^{-3} \cdot \left(\frac{G}{1.25 \cdot 10^{-6} \cdot t_e} \right) \cdot (t^{-0.2} - (t + t_e)^{-0.2}) - U \cdot A \cdot (T - T_o) \quad (3.9)$$

Por otro lado, si despreciamos el efecto de la presión, la entalpía se puede expresar como

$$H = w_o \cdot Cp \cdot (T - T') \quad (3.10)$$

Donde T' y w_o corresponden a una temperatura de referencia cualquiera y a la masa de refrigerante respectivamente. Derivando con respecto al tiempo y dado que la temperatura $T = T(t)$, entonces

$$\frac{dH}{dt} = \frac{d(w_o \cdot Cp \cdot (T - T'))}{dt} \quad (3.11)$$

$$\frac{dH}{dt} = \frac{d(w_o \cdot Cp \cdot T)}{dt} - \frac{d(w_o \cdot Cp \cdot T')}{dt}$$

Dado que w_o , Cp y T' son constantes, el tercer término de la expresión anterior es igual a cero. Luego

$$\frac{dH}{dt} = \frac{d(w_o \cdot Cp \cdot T)}{dt}$$

$$\frac{dH}{dt} = w_o \cdot Cp \cdot \frac{dT}{dt} \quad (3.12)$$

Reemplazando la ecuación anterior en la ecuación 3.9 se tiene que

$$w_o \cdot Cp \cdot \frac{dT}{dt} = 6.85 \cdot 10^{-3} \cdot \left(\frac{G}{1.25 \cdot 10^{-6} \cdot t_e} \right) \cdot (t^{-0.2} - (t + t_e)^{-0.2}) - U \cdot A \cdot (T - T_o) \quad (3.13)$$

Finalmente, despejando la derivada en la ecuación 3.13

$$\frac{dT}{dt} = \frac{6.85 \cdot 10^{-3}}{Cp \cdot w_o} \cdot \left(\frac{G}{t_e \cdot 1.25 \cdot 10^{-6}} \right) \cdot (t^{-0.2} - (t_e + t)^{-0.2}) - \frac{U \cdot A}{Cp \cdot w_o} \cdot (T - T_o) \quad (3.14)$$

Esta ecuación diferencial de primer orden nos permite estimar la temperatura del refrigerante con respecto al tiempo. La resolución de la ecuación diferencial se realiza mediante el método numérico de Runge-Kutta de cuarto orden.

Método de Runge-Kutta de cuarto orden

Sea un problema de valor inicial

$$\frac{dx}{dt} = f(t, x)$$

$$x(0) = \alpha$$

Cuyo paso es

$$h = t_{i+1} - t_i$$

El método de Runge-Kutta de cuarto orden es una modificación del método numérico de Euler donde en un principio tenemos que

$$x_{i+1} = x_i + h \cdot f(t_i, x_i)$$

Para el método de Runge-Kutta de cuarto orden, el valor que toma la función f evaluada en el punto (t_i, x_i) en el método de Euler es reemplazada por un promedio ponderado de los valores de f evaluados en distintos puntos dentro de un intervalo $t_i \leq t \leq t_{i+1}$. Esto es

$$x_{i+1} = x_i + \frac{1}{6}(k_1 + 2k_2 + 2k_3 + k_4)$$

Donde

- $k_1 = h \cdot f(t_i, x_i)$
- $k_2 = h \cdot f\left(t_i + \frac{h}{2}, x_i + \frac{k_1}{2}\right)$
- $k_3 = h \cdot f\left(t_i + \frac{h}{2}, x_i + \frac{k_2}{2}\right)$
- $k_4 = h \cdot f(t_i + h, x_i + k_3)$

Esta ponderación permite obtener resultados precisos, más cercanos a la solución analítica que con el método numérico de Euler que requiere de pasos muy pequeños para que la solución sea aceptable, es decir que tenga un error relativamente bajo. Por lo tanto el método de Runge-Kutta brinda una mayor holgura en cuanto al paso que se desee utilizar. El costo de este beneficio es que por cada iteración se debe evaluar cuatro veces, en comparación al método de Euler.

La figura 3.2 muestra de manera gráfica la solución del modelo desarrollado, descrita en la ecuación diferencial 3.14, para estimar la temperatura del refrigerante utilizando el método numérico de Runge-Kutta de cuarto orden y cuyo desarrollo se encuentra en el anexo de esta memoria.

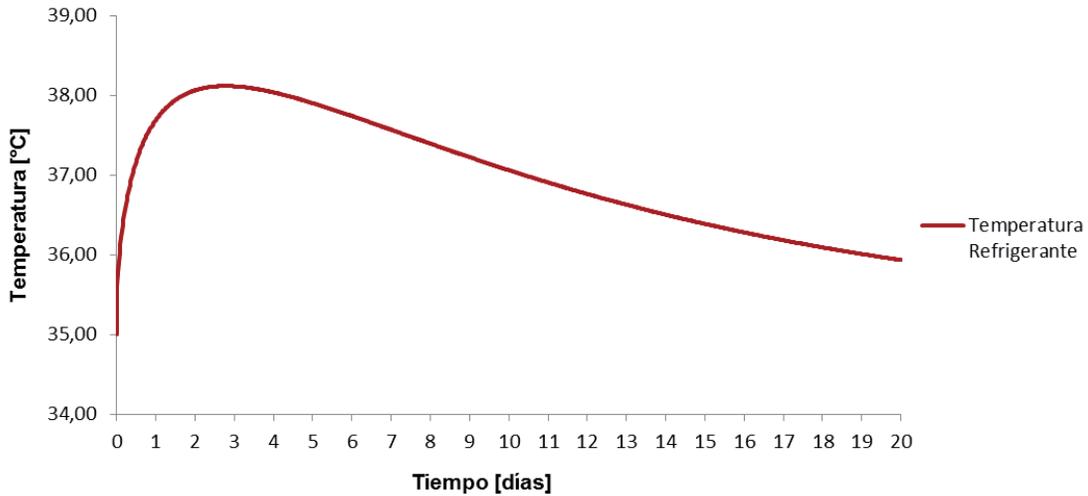


Figura 3.2: Temperatura del refrigerante en función del tiempo.

En la figura se puede observar que la máxima temperatura se alcanza en un tiempo entre el segundo y el tercer día de confinamiento, específicamente para $t = 2.76$ [días], donde el refrigerante alcanza una temperatura máxima de 38.12 [°C], apenas 3 [°C] por sobre la temperatura inicial del reactor. Debido a que el sistema de confinamiento se encontrará bajo una columna de agua de varios metros, la temperatura necesaria para la saturación del agua al interior del confinamiento sería muy superior a la temperatura de ebullición normal. Es más, para que la ebullición ocurra, la presión en el interior del contenedor debería ser inferior a $6,72$ [kPa].

Recordemos además que los parámetros utilizados, como los coeficientes de película, la temperatura exterior de la piscina, y el tiempo transcurrido entre la operación del reactor y el confinamiento del elemento combustible están sobredimensionados, al punto que infringen protocolos de seguridad internos. Lo anterior implica que en la práctica resultaría imposible que el agua utilizada como refrigerante aumentara a la temperatura que ha sido calculada, ni mucho menos que alcance el punto de ebullición.

Por esta razón se concluye que no existe riesgo en la operación del circuito hidráulico que contiene el elemento combustible pinchado, al menos por concepto de calor de decaimiento y que no se requerirán medidas extra para garantizar la extracción de ésta (como la instalación de aletas de enfriamiento o una optimización del circuito hidráulico que garantice mejores coeficientes de película).

Realizando un análisis más exhaustivo, la robustez inherente del sistema (manifestada en el aumento insignificante de la temperatura en el contenedor) se debe en gran parte a la masa de agua que el sistema posee y a las propiedades que hacen de éste un excelente refrigerante, expresada más específicamente en su elevada capacidad calorífica.

En ese sentido, es importante tener presente que se espera que el sistema sea capaz de contener a lo menos dos elementos combustibles (con los que se alcanzaría una temperatura máxima de 41.23 [°C] para las mismas condiciones sobredimensionadas de operación que los descritos en la tabla 3.2, con una cantidad de combustible quemado equivalente a dos elementos combustibles iguales al elemento LR-71).

La necesidad de alojar dos o más elementos combustibles precisa el uso de otro contenedor individual o bien de uno más grande. En este último caso, la masa de refrigerante que se encuentre alojado al interior del cilindro de confinamiento aumentará, disminuyendo la temperatura máxima que alcance el agua producto del calor de decaimiento.

3.2 Extracción del calor por decaimiento en el canal más caliente

En la sección anterior se comprobó que desde un punto de vista macroscópico la temperatura que alcanza el agua al interior del cilindro de confinamiento utilizada en la refrigeración de los elementos combustibles es de 38 [°C], apenas 3 [°C] por sobre la temperatura a la que se encuentra el agua de la piscina, en el exterior del sistema de confinamiento. Esto considerando además que los parámetros utilizados en la estimación de esta temperatura máxima se encontraban sobredimensionados al momento del análisis.

Lo anterior sugiere que el sistema de confinamiento será térmicamente estable a primera vista y por lo tanto el agua al interior del cilindro no alcanzará el punto de ebullición bajo ninguna circunstancia.

Sin embargo, desde una perspectiva más minuciosa, es importante notar que la distribución de potencia que se genera a lo largo del meat no es constante y responde más a una función del tipo cosenoidal como se puede apreciar en la figura 3.3.

Esto implica, aunque de forma muy improbable, que existe la posibilidad de que se genere la ebullición del agua de refrigeración en algún punto específico de la superficie del recubrimiento de la placa más caliente del combustible, particularmente en la zona central de ésta, donde la densidad de potencia es máxima.

La ocurrencia de este fenómeno puede traer como resultado dos eventos potencialmente indeseables.

- En primer lugar, la ebullición de la capa de agua adyacente a la superficie del recubrimiento puede formar una capa de vapor que limite la transferencia de calor añadiendo una resistencia adicional al flujo térmico.
- En segundo lugar y como consecuencia de lo anterior, la limitación del flujo de calor puede generar un aumento sustancial de la temperatura del meat, lo que podría llevar a la fundición de la placa del elemento combustible.

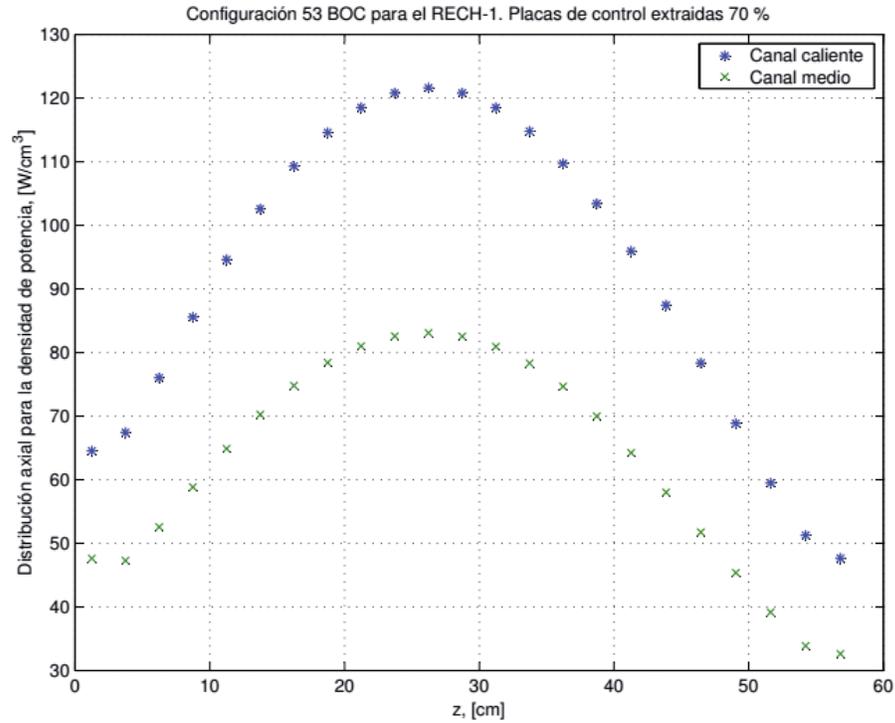


Figura 3.3: Densidad de potencia de fisión a lo largo de un elemento combustible en el reactor RECH-1.

Es importante demostrar que el agua utilizada en el sistema de confinamiento no experimentará la ebullición en ningún punto del elemento combustible, teniendo en cuenta que el mecanismo de transferencia de calor entre el recubrimiento y el fluido es convección natural.

Se desea entonces estimar la temperatura de la superficie del recubrimiento de la placa del elemento combustible y la temperatura del centro del meat, de manera tal que ambas no sobrepasen los límites establecidos. La necesidad de encontrar la temperatura de la superficie del recubrimiento en lugar de la primera capa adyacente a éste tiene su origen en la segunda ley de la termodinámica, ya que por implicancia si

$$T_{superficie} < T_{sat,agua}$$

Entonces se debe cumplir que

$$T_{agua} < T_{sat,agua}$$

Esto debido a que para que la transferencia de calor suceda y teniendo presente que existe una generación interna de calor al interior de la placa combustible, la temperatura de la superficie debe ser mayor a la temperatura de la capa de agua adyacente.

Se fijará entonces que la temperatura de la superficie del recubrimiento no sea superior a la de saturación, a la presión del sistema. En el caso del aluminio se considerará la temperatura de fusión normal, es decir unos 660.3 [°C]. Cabe destacar que estos parámetros, aun cuando proporcionan un punto de partida, se encuentran altamente sobredimensionados y corresponden a condiciones similares a los que se encontrarían en el caso de un accidente radiológico.

Para la estimación de las temperaturas requeridas es necesario desarrollar un modelo que permita obtener el perfil de temperatura a lo largo del espesor de la placa del elemento combustible.

Considerando el perfil de densidad de potencia a lo largo de la placa del elemento combustible, representando en la figura 3.3, resulta evidente que tanto el perfil de temperatura y como el perfil del flujo de calor serán una función tanto de su localización en un punto del espesor, como del largo de la placa del elemento combustible. No obstante, y dado que solo necesitamos el perfil de temperatura en el punto con mayor generación de calor, el área inmediatamente adyacente a este foco más caliente tendrá un flux de calor aproximadamente igual al centro. Esto implica que el flux de calor a lo largo de la placa del elemento combustible es despreciable en comparación al flux de calor a través del espesor de la placa, y por lo tanto en el punto del largo donde existe una mayor generación de potencia, el flux de calor será función solo del espesor de la placa, como se muestra en la figura 3.4.

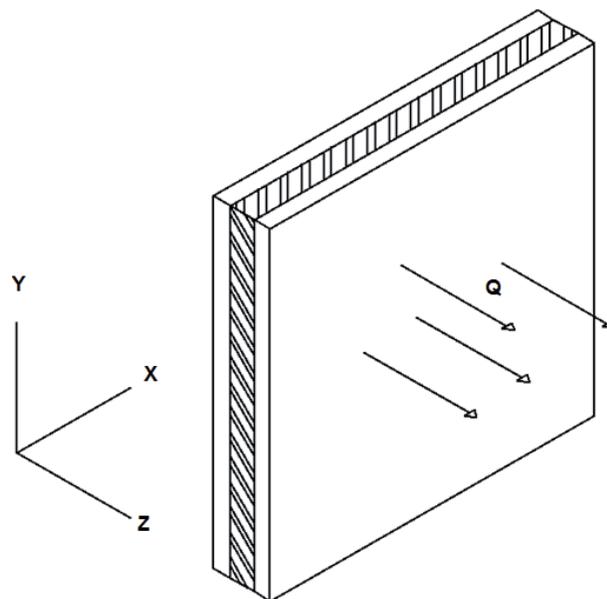


Figura 3.4: Esquema del flujo de calor a través de la placa de un elemento combustible.

Debido a que los datos de densidad de potencia de la figura 3.3 fueron obtenidos cuando el núcleo del reactor alcanzó su estado crítico (cuando se estabilizan todos sus parámetros), el perfil de temperatura a considerar será tomando en cuenta que no existe acumulación de energía.

A continuación se presentan los componentes del balance de energía, para un volumen de control (ΔV) dado.

- (i) Calor que entra al volumen de control por conducción

$$q|_z \cdot A \quad (3.15)$$

- (ii) Calor que sale del volumen de control por conducción

$$q|_{z+\Delta z} \cdot A \quad (3.16)$$

- (iii) Tasa de energía térmica generada por el calor de decaimiento en el elemento de volumen

$$Q_N \cdot \Delta V \quad (3.17)$$

Sustituyendo estos términos en un balance de energía estacionario (sin acumulación de calor) se obtiene

$$q|_{z+\Delta z} \cdot A - q|_z \cdot A + Q_N \cdot \Delta V = 0 \quad (3.18)$$

Considerando además

$$\Delta V = A \cdot \Delta z \quad (3.19)$$

Reemplazando (3.19) en (3.18) y reagrupando términos se obtiene que

$$q|_{z+\Delta z} - q|_z = Q_N \cdot \Delta z \quad (3.20)$$

Dividiendo en ambas partes por Δz y aplicando límite para $\Delta z \rightarrow 0$

$$\lim_{\Delta z \rightarrow 0} \frac{q|_{z+\Delta z} - q|_z}{\Delta z} = Q_N \quad (3.21)$$

El desarrollo del límite conduce a la ecuación diferencial

$$\frac{dq_{meat}}{dz} = Q_N \quad (3.22)$$

De manera análoga, la ecuación diferencial utilizada para el flux de calor en el recubrimiento (cladding), considerando que no existe una generación de calor

$$\frac{dq_{clad}}{dz} = 0 \quad (3.23)$$

Integrando ambas ecuaciones se obtiene

$$q_{meat} = Q_N \cdot z + C_1 \quad (3.24)$$

$$q_{clad} = C_2 \quad (3.25)$$

Las constantes de integración pueden determinarse a partir de las condiciones de borde

$$(i) \quad z = 0 \quad ; \quad q_{meat} = 0$$

$$(ii) \quad z = L_1 \quad ; \quad q_{meat} = q_{clad}$$

Evaluando las constantes a partir de las condiciones de borde se obtiene

$$q_{meat} = Q_N \cdot z \quad (3.26)$$

$$q_{clad} = Q_N \cdot L_1 \quad (3.27)$$

Las ecuaciones (3.26) y (3.27) corresponden a la distribución del flux de calor para el meat y para su recubrimiento de aluminio. Si a continuación aplicamos la ley de Fourier en las distribuciones de flux de calor obtenidas

$$-k_1 \cdot \frac{dT_{meat}}{dz} = Q_N \cdot z \quad (3.28)$$

$$-k_2 \cdot \frac{dT_{clad}}{dz} = Q_N \cdot L_1 \quad (3.29)$$

Separando variables e integrando ambas ecuaciones se alcanza

$$T_{meat} = -\frac{Q_N \cdot z^2}{2 \cdot k_1} + C_3 \quad (3.30)$$

$$T_{clad} = -\frac{Q_N \cdot L_1 \cdot z}{k_2} + C_4 \quad (3.31)$$

Las condiciones de contorno para la evaluación de las constantes son las siguientes

$$(iii) \quad z = L_1 \quad ; \quad T_{meat} = T_{clad}$$

$$(iv) \quad z = L_2 \quad ; \quad T_{clad} = T_S$$

Finalmente la evaluación de las constantes conduce a las siguientes ecuaciones

$$T_{meat} = \frac{Q_N}{2 \cdot k_1} (L_1^2 - z^2) + \frac{Q_N \cdot L_1}{k_2} (L_2 - L_1) + T_S \quad (3.32)$$

$$T_{clad} = \frac{Q_N \cdot L_1}{k_2} (L_2 - z) + T_S \quad (3.33)$$

Donde

- Q_N : Densidad de potencia debido al calor de decaimiento [W/m³].
- k_1 : Conductividad térmica del meat [W/m °C].
- k_2 : Conductividad térmica del recubrimiento de aluminio [W/m °C].
- L_1 : Distancia entre la superficie del meat y el centro de la placa [m].
- L_2 : Distancia entre la superficie del recubrimiento y el centro de la placa [m].

Para facilitar la comprensión de las ecuaciones diferenciales, se definen además los siguientes grupos:

Grupo	Definición
T_S	Es la temperatura de la superficie exterior del recubrimiento de aluminio.
$\frac{Q_N \cdot L_1}{k_2} (L_2 - z)$	Corresponde a la diferencia de temperatura entre el recubrimiento de aluminio, evaluado a una distancia z del centro, y la temperatura de la superficie.
$\frac{Q_N \cdot L_1}{k_2} (L_2 - L_1)$	Es la diferencia entre la temperatura de la superficie del interior recubrimiento de aluminio y la temperatura de la superficie exterior del recubrimiento.
$\frac{Q_N}{2 \cdot k_1} (L_1^2 - z^2)$	Representa la temperatura del meat, evaluado a una distancia z del centro, menos la temperatura de la superficie interior del recubrimiento de aluminio.

Tabla 3.1: Definición de los grupos que conforman las ecuaciones diferenciales 3.32 y 3.33.

Las expresiones 3.32 y 3.33 representan los perfiles de temperatura para el meat y su recubrimiento de aluminio. Estas ecuaciones permiten determinar la temperatura en cualquier punto del espesor de la placa del elemento combustible.

Para validar el modelo desarrollado se contrastarán los valores conseguidos en las ecuaciones (3.32) y (3.33) con datos experimentales a través de publicaciones. Los parámetros utilizados para la comparación fueron la densidad de potencia y la temperatura de la superficie del recubrimiento debido a que con esos datos es posible obtener la temperatura máxima en el centro del meat.

Otro punto importante a comprobar es el error cometido al despreciar el efecto del eje Y, asumiendo que el transporte de calor es solo unidimensional. Es por ello que otro parámetro indirecto a considerar es la distancia entre el punto donde se evalúa la temperatura y el punto donde la densidad de potencia es máxima.

La tabla 3.2 presenta la comparación entre las temperaturas obtenidas por el modelo y la temperatura experimental alcanzada en el centro del espesor del meat. Como puede observarse, el error presente entre el modelo y los datos experimentales dependen de la distancia entre el punto evaluado y el punto de máxima densidad de potencia. Sin embargo y como se esperaba, el menor error se encuentra cuando esta distancia es cero. Esto demuestra que la hipótesis de considerar que la transferencia de calor es unidimensional en el punto de altura de la placa donde existe la máxima densidad de potencia es correcta.

Distancia del punto con mayor generación [cm]	Densidad de Potencia [W/m^3]	Ts [$^{\circ}C$]	Tmeat [$^{\circ}C$]	Tmeat modelo [$^{\circ}C$]	Error
20.4	2.00E+09	56.85	62.32	61.26	1.70%
19.5	2.50E+09	62.30	68.35	67.81	0.79%
14.0	3.00E+09	69.85	75.85	76.46	0.80%
0.0	3.70E+09	78.85	86.85	87.00	0.17%

Tabla 3.2: Comparación entre datos experimentales y el modelo desarrollado [19]

Con respecto a las conductividades térmicas, se utilizó las mismas constantes que las ocupadas por el autor en su publicación

- $k_1 = 50.03 \left[\frac{W}{m K} \right]$
- $k_2 = 176.01 \left[\frac{W}{m K} \right]$

Por otro lado, resulta notable que a distancias superiores el error de despreciar el transporte de energía en el eje Y sigue siendo despreciable. Esto implica en otras palabras que el calor principalmente se transferirá a través del espesor de la placa.

Un inconveniente de las ecuaciones (3.32) y (3.33) resulta de la necesidad de conocer de antemano la temperatura de la superficie (T_S) de la placa del elemento combustible. Dicha temperatura corresponde a una de las incógnitas que deben ser determinadas.

Para estimar la temperatura de la superficie T_S se considera el mecanismo de transferencia de calor convectivo entre la superficie de la placa y el agua utilizada como refrigerante. El flux de calor por convección entonces

$$q_{conv} = h \cdot (T_S - T_\infty) \quad (3.34)$$

Se debe cumplir además

$$\begin{aligned} q_{conv} &= q_{clad}|_{z=L_1} \\ q_{conv} &= Q_N \cdot L_1 \end{aligned} \quad (3.35)$$

Tomando en cuenta que la convección natural es el mecanismo de transferencia de calor predominante, se utilizará una correlación especial para el cálculo del coeficiente de convectivo.

Para la convección natural, el número de Nusselt viene dado por la correlación

$$Nu = C \cdot Ra^n \quad (3.36)$$

Por otro lado el coeficiente de transferencia de calor por convección natural se estimó utilizando la siguiente correlación

$$h = \frac{k \cdot C \cdot Ra^n}{B} \quad (3.37)$$

Donde:

- k : Conductividad térmica del agua [W/m °C].
- B : Largo característico [m] (Distancia entre placas).

Las constantes C y n dependen de la geometría de la superficie y del régimen de flujo. El número de Rayleigh (Ra) corresponde al conjunto de variables adimensionales

$$Ra = Gr \cdot Pr \quad (3.38)$$

El rol del número de Reynolds durante la convección forzada, es ahora llevado a cabo por el número de Grashof (Gr). El número de Grashof es un grupo adimensional que representa la proporción entre las fuerzas de flotación y las fuerzas viscosas de un fluido.

$$Gr = \frac{(\rho^2 \cdot g \cdot \beta \cdot \Delta T) \cdot B^3}{\mu^2} \quad (3.39)$$

Donde:

- ρ : Densidad promedio del fluido
- g : Aceleración de gravedad
- β : Coeficiente de expansividad volumétrica
- ΔT : Diferencia de temperatura entre la superficie y el medio
- B : Largo característico
- μ : Viscosidad dinámica del fluido

El efecto de las fuerzas de flotación en el fluido se ve reflejado por medio coeficiente de expansividad volumétrica. Por definición

$$\beta = \frac{1}{V} \left(\frac{\partial V}{\partial T} \right)_p \quad (3.40)$$

En otras palabras, el coeficiente de expansividad volumétrica representa la variación del volumen de una masa de fluido, dada una variación de temperatura. Esto permite determinar como la temperatura afecta la densidad del fluido.

Para placas planas verticales existe un valor crítico del número de Grashof para el cual se observan transiciones en el régimen de flujo.

- Para $Gr < 10^9$, el régimen de flujo es laminar.
- Para $Gr > 10^9$, el régimen de flujo es turbulento.

Las constantes para la ecuación (3.36), para placas planas verticales de largo característico B dependerán de la magnitud del número de Rayleigh. Luego

$$Nu = \begin{cases} 0.59 \cdot Ra^{1/4} & 10^4 < Ra < 10^9 \\ 0.1 \cdot Ra^{1/3} & 10^9 < Ra < 10^{13} \end{cases}$$

Finalmente, una vez conocido el valor del coeficiente de convección es posible determinar la temperatura de la superficie de la placa de combustible despejando esta variable de la ecuación (3.34). Combinándolo con la ecuación (3.35) resulta en

$$T_s = \frac{Q_N \cdot L_1}{h} + T_\infty \quad (3.41)$$

Una vez obtenida la temperatura de la superficie a partir de la ecuación (3.41) se reemplaza el valor conseguido en las ecuaciones (3.32) y (3.33), lo que permite estimar la temperatura en cualquier punto del espesor de la placa del elemento combustible.

A continuación, las figuras 3.5 y 3.6 representan el perfil del flux de calor y el perfil de temperatura respectivamente, desarrollado a partir de las ecuaciones diferenciales 3.32 y 3.33, cuya resolución puede encontrarse en la sección A.2 del anexo de la presente memoria.

Debido a la baja magnitud del calor de decaimiento y que el espesor del meat es tan pequeño, el flux de calor alcanza apenas un valor de 2179.94 [W/m²] en la interfaz entre el recubrimiento de aluminio y el meat.

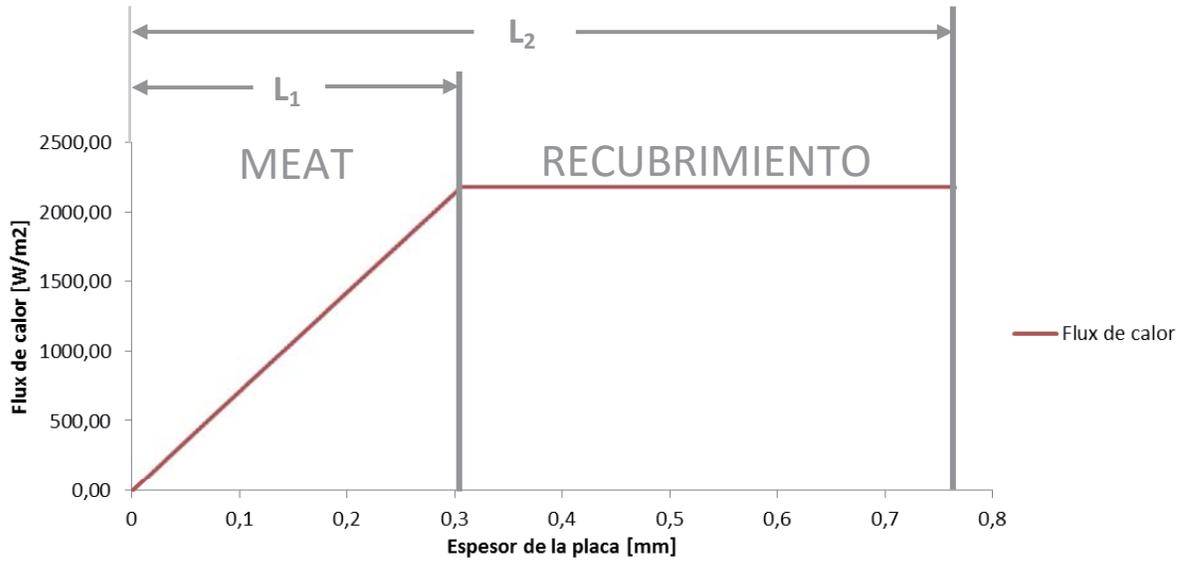


Figura 3.5: Perfil del flux de calor.

Por otro lado, del perfil de temperatura puede observarse que la temperatura del centro del meat es prácticamente igual a la de la superficie. La mayor diferencia de temperatura se encuentra entre la superficie de la placa y el agua, cuya diferencia es apenas de unos 3°C aproximadamente por sobre la temperatura del medio refrigerante.

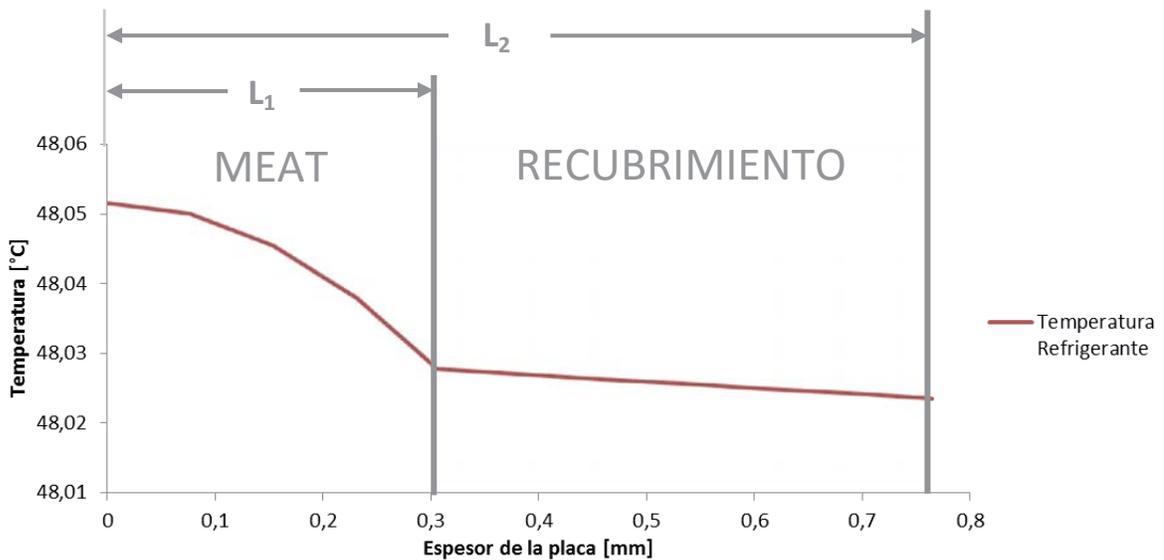


Figura 3.6: Perfil de temperatura.

Esto se debe principalmente a que las conductividades del meat y sobretodo la conductividad del recubrimiento son lo suficientemente altas como para impedir la retención de

calor y un mayor gradiente de temperatura entre los puntos evaluados. Por otro lado, también debe tenerse en cuenta que el espesor total de la placa es tan pequeña que, a menos que la densidad de potencia sea muy alta como en el caso del proceso de fisión, no debiera esperarse que los gradientes de temperatura entre el centro del meat y la superficie sean muy elevadas.

De esta manera se comprueba que el sistema de confinamiento puede operar de manera estable desde un punto de vista térmico y que no habrá riesgo de un aumento significativo en la temperatura del elemento combustible debido al calor de decaimiento que pueda desencadenar algún tipo de evento indeseable.

3.3 Diseño de columnas de intercambio iónico

En el capítulo 2 se abordaron algunos de los métodos utilizados en la remoción de los productos de fisión de la solución acuosa que se genera en el agua de refrigeración debido a la liberación de estas especies durante la corrosión indeseada de las placas contenidas en los elementos combustibles.

La necesidad de determinar una alternativa eficiente de retención para los productos de fisión no solo radica en el confinamiento de estos, lo que podría realizarse fácilmente sellando el elemento combustible en un estanque rodeado del refrigerante contaminado, sino que debe enfocarse desde el punto de vista de la gestión de desechos nucleares, donde la reducción del espacio que ocupan los residuos es un componente clave. En ese sentido se pretende trasladar los agentes radiactivos desde el refrigerante, que ocupan un gran volumen, hacia un material que los contenga en un estado sólido, de tal manera que se facilite su manipulación.

Entre los métodos descritos para la retención de dichos elementos destacó el uso de resinas de intercambio iónico, el cual aprovecha el hecho de que los productos de fisión son básicamente partículas cargadas (iones) dispuestas en la matriz metálica de la placa que los contiene. Algunas características relevantes de los productos de fisión en este aspecto son:

- Dado el comportamiento bimodal de la fisión nuclear descrito gráficamente en la figura 2.5. y sumado al decaimiento que sufren las distintas especies generadas directamente debido a la reacción de fisión, existen ciertos productos de fisión que se encuentran en mayor proporción a otros. La tabla 3.3. presenta el rendimiento acumulativo de los productos de fisión para la reacción de fisión de ^{235}U inducido por neutrones térmicos.
- Un porcentaje no despreciable de estos productos de fisión se encuentran en estado gaseoso. De éstos, la mayoría son gases nobles. Debido a que la capa electrónica de los gases nobles se considera completa, estos carecen de carga y por lo tanto no podrán ser retenidos mediante el uso de resinas de intercambio iónico.
- La mayoría de los productos de fisión tienen una naturaleza catiónica.

Esta sección tiene por objetivo presentar de manera introductoria los conceptos y los principios básicos que gobiernan los procesos de intercambio iónico y su aplicación para el diseño de la columna de resinas que se pretende utilizar en el sistema de confinamiento, así como ciertos puntos importantes a tener en cuenta al momento de la disposición final de las resinas gastadas.

Producto de fisión	Rendimiento de Fisión Térmica [% por fisión]	Periodo de semidesintegración [años]
⁸⁵ Br	1.304 ± 0.012	5.52E-06
^{85m} Kr	1.303 ± 0.012	5.11E-04
⁸⁵Rb	1.303 ± 0.012	Producto Estable
⁹⁰ Y	5.729 ± 0.132	7.31E-03
⁹⁰Sr	5.730 ± 0.130	2.88E+01
⁹⁵ Zr	6.502 ± 0.072	1.75E-01
⁹⁵ Nb	6.498 ± 0.072	9.59E-02
⁹⁵Mo	6.498 ± 0.072	Producto Estable
⁹⁹ Mo	6.132 ± 0.092	7.53E-03
⁹⁹ Nb	6.132 ± 0.092	4.75E-07
⁹⁹Tc	6.132 ± 0.092	2.11E+05
¹⁰³ Ru	3.103 ± 0.084	1.07E-01
¹⁰³Rh	3.103 ± 0.084	Producto Estable
¹³² Te	4.276 ± 0.043	8.28E-03
¹³²Xe	4.276 ± 0.043	Producto Estable
¹³¹ I	2.878 ± 0.032	2.19E-02
¹³¹Xe	2.878 ± 0.032	Producto Estable
¹³³ I	6.590 ± 0.110	2.38E-03
¹³³ Xe	6.600 ± 0.110	1.44E-02
¹³³Cs	6.600 ± 0.110	Producto Estable
¹³⁵ I	6.390 ± 0.220	7.51E-04
¹³⁵ Xe	6.610 ± 0.220	1.04E-03
^{135m} Xe	1.220 ± 0.120	2.91E-05
^{135m}Cs	6.622 ± 0.069	2.30E+06

Tabla 3.3: Rendimiento acumulativo de productos de fisión generados por fisión térmica y sus periodos de semidesintegración. [20]

¹³⁷ Cs	6.221 ± 0.069	3.01E+01
¹⁴⁰ Ba	6.314 ± 0.095	3.49E-02
¹⁴⁰ La	6.315 ± 0.095	4.59E-03
¹⁴⁰ Ce	6.315 ± 0.095	Producto Estable
¹⁴¹ Ce	5.860 ± 0.150	8.91E-02
¹⁴¹ Pr	5.860 ± 0.150	Producto Estable
¹⁴⁴ Ce	5.474 ± 0.055	7.81E-01
¹⁴⁴ Pr	5.474 ± 0.055	3.28E-05
¹⁴⁴ Nd	5.475 ± 0.055	2.29E+15
¹⁴⁷ Nd*	2.232 ± 0.040	3.01E-02
¹⁴⁷ Pm	2.232 ± 0.040	2.62E+00
¹⁴⁹ Pm	1.053 ± 0.021	4.30E-06
¹⁴⁹ Sm	1.053 ± 0.021	Producto estable

Tabla 3.3 (continuación): Rendimiento acumulativo de productos de fisión generados por fisión térmica y sus periodos de semidesintegración.

Si bien este apartado aborda aspectos teóricos relativos al uso de las resinas de intercambio iónico, este no fue tratado como parte del resumen teórico debido a que estos conocimientos solo son necesarios para este capítulo en específico y no de manera transversal como en el caso de los fundamentos básicos de física nuclear desarrollados en el capítulo 2.

3.3.1 Uso de resinas de intercambio iónico en instalaciones nucleares

En la industria nuclear existen una serie de procesos líquidos y de flujos de deshechos que requieren de tratamientos para la remoción de contaminantes radiactivos. Estos procesos pueden ser necesarios para los refrigerantes del circuito primario de un reactor, la limpieza de las piscinas que alojan elementos combustibles gastados, sistemas de gestión de residuos líquidos radiactivos, entre otros. Uno de los métodos más comunes utilizados para ese tipo de sistemas es el uso del intercambio iónico, el cual ha sido empleado a lo largo de muchos años tanto en instalaciones nucleares como en otro tipo de industrias.

Las plantas de tratamiento de agua de los reactores nucleares comúnmente tienen integrado sistemas de resinas de intercambio iónico que permiten remover agentes

contaminantes, o bien controlar aquellos agentes químicos responsables de la corrosión de algunos componentes del sistema que componen el núcleo.

Convencionalmente se han utilizado resinas de intercambio iónico de tipo orgánico, no obstante en los últimos años ha existido un incremento significativo en el uso de resinas con grupos funcionales del tipo inorgánico que han reemplazado o complementado a sus componentes orgánicos, especialmente en aplicaciones asociadas al tratamiento de líquidos de residuos radiactivos o en el reprocesamiento de elementos combustibles gastados. La ventaja de los intercambiadores iónicos inorgánicos radica en la gran selectividad que tienen en comparación a algunas resinas orgánicas para ciertas especies de importancia radiológica, tales como el ^{137}Cs o el ^{90}Sr , además de mostrar mejores resultados en cuanto a inmovilización y gestión final de sus residuos en comparación a los intercambiadores iónicos orgánicos.

El tratamiento y el acondicionamiento de los materiales de intercambio iónico gastados es un complejo proceso que abarca una consideración detallada de las características de los materiales utilizados y su compatibilidad con los distintos tipos de procesamiento, deshecho y almacenamiento debido a que, una vez utilizados, estos contienen productos de fisión radiactivos. El manejo del medio de intercambio iónico gastado también debe ser tratado bajo el contexto de un sistema integrado de tratamiento de residuos de todos los desechos radiactivos generados ya que en algunos casos, las resinas de intercambio iónico gastadas pueden representar una fracción del medio utilizado para el tratamiento de estas resinas, lo que implica un impacto negativo en cuanto a reducción de volumen respecta. En contraste, debido a las características radiológicas del medio de intercambio iónico gastado, es posible que se deba invertir en sistemas de manipulación especializada.

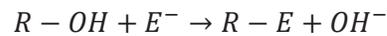
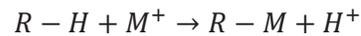
3.3.2 Fundamentos de los procesos de intercambio iónico

El intercambio iónico es un proceso en el cual los iones ligados electrostáticamente a grupos funcionales dentro de una matriz sólida son intercambiados por iones externos provenientes de una solución. Un grupo funcional negativamente cargado intercambiará cationes, mientras que uno cargado positivamente intercambiará aniones.

Bajo ciertas condiciones, un ion que se encuentre ligado a una matriz sólida e insoluble se separará hacia el medio desde su grupo funcional para permitir la unión de este grupo

funcional con otra especie iónica proveniente de la solución con la que tiene una mayor afinidad, dando lugar a un enlace más fuerte que el original.

Las siguientes reacciones describen de manera simplificada el intercambio catiónico y aniónico respectivamente que ocurren al interior de una resina



Donde:

- R : Corresponde al grupo funcional de la matriz insoluble.
- M^+, E^- : Corresponden a la especie catiónica y aniónica respectivamente, las que son transportadas en la solución.

Debido a que el ion M^+ disuelto en el medio soluble proviene de una sal, entonces dicho ion debe poseer una contraparte de signo contrario (en este caso negativo) también disuelta en la solución. Dado que la electroneutralidad debe conservarse, podría asumirse inicialmente que esta contraparte se verá afectada a medida que se retira la especie M^+ de la solución. Sin embargo, por cada ion M^+ extraído del medio soluble se disuelve un ion de hidrógeno manteniendo luego la electroneutralidad.

Los sistemas de intercambio iónico pueden dividirse en cuatro tipos, dependiendo principalmente de la naturaleza del grupo funcional, en particular su constante de disociación.

Resinas de intercambio catiónico:

- Fuertemente ácidas; en las que se encuentran incluidos grupos funcionales como el ácido sulfónico ($-SO_3H$).
- Débilmente ácidas; donde se encuentran grupos funcionales del tipo fenólico, carboxílicos, entre otros.

Resinas de intercambio aniónico:

- Fuertemente básicas; que poseen un grupo amonio cuaternario.
- Débilmente básicas; estas resinas poseen grupos funcionales como amino primario y terciario.

El proceso de intercambio iónico podría definirse como un tipo de adsorción. La adsorción se define como un proceso de separación que involucra dos fases entre las cuales ciertos componentes pueden distribuirse de manera diferenciada. Existen tres tipos de adsorción, las que se clasifican de acuerdo al tipo de enlace involucrado:

- Adsorción física: En ésta no existe un intercambio de electrones, en su lugar ocurren atracciones intermoleculares debido a fuerzas de van der Waals, y por lo tanto el enlace será independiente de las propiedades electrónicas de las moléculas involucradas. El calor de adsorción es bajo, lo que implica que el enlace solo será estable a bajas temperaturas.
- Adsorción química: Este tipo de adsorción involucra el intercambio electrónico entre las moléculas que se da lugar en sitios superficiales específicos. Este tipo de adsorción es mucho más fuerte que en el caso de la adsorción física. Luego este tipo de enlace será más estable a mayores temperaturas.
- Intercambio iónico: El intercambio iónico es un tipo de adsorción electrostática que se debe principalmente a la atracción producto de fuerzas coulombianas que se originan entre una especie iónica y el grupo funcional involucrado.

En el caso del intercambio iónico, es importante tener en consideración que los materiales que componen el la matriz insoluble también pueden actuar como adsorbentes. En una solución concentrada en electrolitos el equilibrio de la adsorción resulta producto de atracciones electrostáticas entre los iones en solución y los grupos iónicos en el medio de intercambio. En cambio en una solución diluida, con baja concentración de electrolitos, la adsorción mediante intercambiadores iónicos es análoga a la adsorción en sistemas no iónicos.

De hecho, mediante experimentos se han encontrado muchas fuerzas e interacciones que afectan la adsorción de soluciones diluidas. Los solutos pueden formar compuestos complejos con los contra iones del intercambiador. Las variaciones de temperatura además pueden afectar no solo el estado del soluto sino que además las condiciones del intercambiador. El tamaño molecular de un soluto y el grado de reticulación de la matriz también pueden afectar la cinética de adsorción.

La capacidad que tiene una resina para retener una especie iónica se define por el concepto de *capacidad de intercambio iónico*. La capacidad de intercambio iónico pretende entonces describir la capacidad total de intercambio disponible de una resina de intercambio iónico, la cual depende del número de grupos funcionales en ella. Este valor es una constante

para un material de intercambio iónico dado y normalmente se entrega en unidades de miliequivalentes por gramo de material seco. Para resinas de intercambio iónico del tipo orgánicas puede darse en unidades de miliequivalentes por mililitros o equivalentes por litro, basado en su volumen húmedo (cuando la resina está completamente hinchada). Este número entonces permite calcular cual es la cantidad total de resina que debe ser agregada durante un proceso de intercambio iónico por lotes.

Cinética del intercambio iónico

Durante el diseño de un sistema de intercambio iónico resulta ideal disponer de una estimación de la velocidad a la cual ocurre el proceso, debido a que el tiempo de residencia es un factor que influirá en el tamaño final de la columna de intercambio.

Cuando la resina de intercambio iónico se pone en contacto con la solución se forma una película estática de líquido alrededor de esta, cuyo espesor variará en un rango de 10 a 100 [μm], dependiendo de la velocidad del flujo de líquido cerca de la partícula. La reacción de intercambio iónico que ocurre entre la partícula de resina y la solución involucra cinco etapas distintas:

- i. Difusión del ion a través de la solución bulk para alcanzar el sitio activo en el intercambiador.
- ii. Difusión del ion a través de la película que rodea la partícula
- iii. Difusión del ion a través de la interfase entre la película y la partícula
- iv. Difusión del ion a través de la partícula
- v. La reacción química involucrada en el intercambio iónico

Si consideramos una baja concentración de iones en la solución, entonces los pasos (i), (iii) y (v) deberían ser relativamente rápidos. Sin embargo la etapa (ii) y la (iv) son más lentos, y por lo tanto una de las dos etapas controlará la velocidad de la reacción y por lo tanto la cinética del proceso completo.

Lo anterior es una versión simplificada del mecanismo de intercambio iónico y su cinética. Ésta estará determinada además por una serie de otros parámetros, como la naturaleza del intercambiador, la naturaleza de otros iones y su concentración en la solución, el grado de agitación, etc. La velocidad real de intercambio iónico puede variar notoriamente, requiriendo unos pocos segundos hasta varios meses para alcanzar el equilibrio.

Para una combinación de líquido-intercambiador específica, el coeficiente de distribución (K_d) puede ser medido para cada radionúclido o especie presente en la solución. El coeficiente de distribución permite calcular directamente la cantidad de medio de intercambio iónico que se necesita para alcanzar la extracción necesaria de iones en la solución líquida para un proceso por lotes.

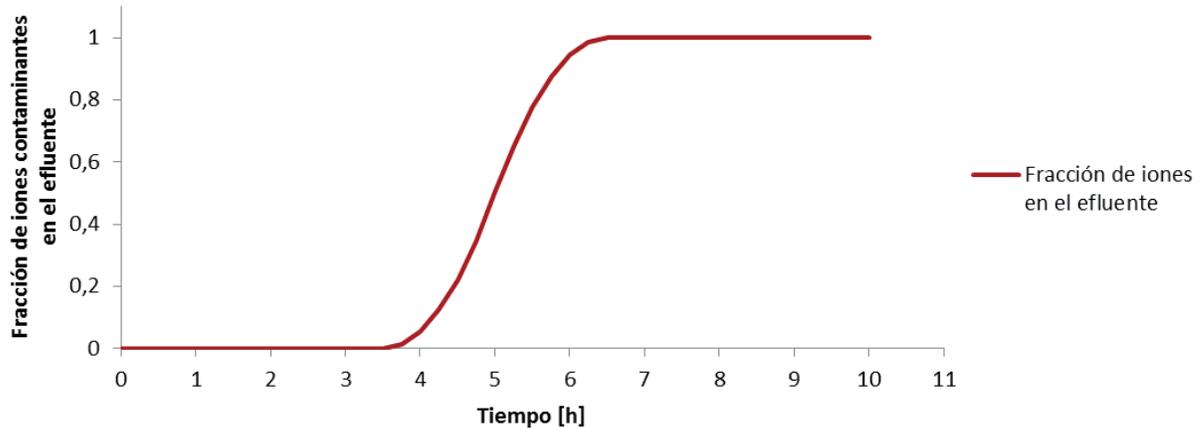


Figura 3.7: Variación de la fracción de iones contaminantes en el efluente durante la operación de una columna de intercambio iónico.

Para condiciones transientes de operación, en las cuales la resina de intercambio iónico se dispone como lecho empacado en una columna, el coeficiente de distribución puede ser usado para calcular la capacidad máxima teórica de intercambio iónico del lecho. Teniendo en cuenta que el lecho posee una masa (m) en kilogramos de medio de intercambio, entonces la capacidad total (V_{tot}) del lecho puede calcularse como

$$V_{tot} = m \cdot K_d \quad (3.42)$$

En condiciones normales de operación esta capacidad total no debería alcanzarse. En la práctica, la operación del sistema de intercambio iónico se restringe a un factor de remoción. Por ejemplo, si el factor de remoción es 95, entonces el lecho de intercambio iónico debiera reemplazarse antes de alcanzar una fracción de iones del 6% en el efluente. Considerando el factor de remoción, se define entonces la capacidad real del lecho de intercambio iónico como *capacidad de operación*.

La figura 3.7 muestra el grado de saturación de la resina, representado en el aumento de la fracción de iones en el efluente que deberían haber sido removidos con respecto al tiempo. El proceso de saturación en la figura comienza cuando $t = 3.5$ [h]. Este incremento continua hasta que finalmente, para $t = 6.5$ [h], la resina se ha saturado completamente y por lo tanto el intercambio iónico ya no ocurre.

La capacidad de operación o saturación de una columna de intercambio iónico depende de su diseño y sus parámetros de operación, la concentración de iones que están siendo removidos y los efectos de posibles interferencias de otros iones. En un sistema de columnas esto generalmente se refiere al volumen de la solución que puede ser tratada antes de notar en el efluente un incremento significativo de la concentración de la especie iónica que está siendo removida. Entonces se dice que la resina de intercambio iónico está saturada. Alcanzado este punto el medio de intercambio se considera gastado y debe ser regenerado, o en el caso de operaciones nucleares, reemplazada. La capacidad de operación normalmente viene dado como una tasa entre el volumen de solución tratada hasta la saturación por el volumen del lecho asentado del intercambiador.

Algunos parámetros importantes que afectan la capacidad de saturación son:

- La naturaleza del grupo funcional de la resina
- El grado de reticulación de la matriz
- La concentración iónica en la solución
- La valencia iónica
- El tamaño de los iones
- La temperatura

3.3.3 Dimensionamiento del sistema de intercambio iónico

Para desarrollar el circuito hidráulico que corresponderá al sistema de confinamiento de los productos de fisión, se requiere estimar en primer lugar la cantidad de resina de intercambio iónico necesaria, aprovechando como se explicó previamente que la mayoría de los productos de fisión a retener poseen una naturaleza catiónica.

El cálculo del volumen de resina que se debe ocupar precisa de la determinación de ciertos parámetros, como el tipo de resina disponible para la operación; el grupo funcional de dicha resina y la aplicación en el propósito pretendido, la selección de los productos de fisión que deben ser extraídos, y sus características principales, ya que como se analizó en el resumen teórico, las especies producidas durante el proceso de fisión abarcan prácticamente la totalidad de la tabla periódica.

Para la columna de intercambio iónico se dispone de resinas orgánicas mixtas de grado nuclear Amberlite IRN-150, las que son utilizadas principalmente en las columnas de intercambio iónico de la planta de agua de la instalación, específicamente para la deionización del agua que se ocupará posteriormente en el circuito primario del reactor, pero que además han sido utilizadas para la extracción de productos de fisión.

La resina Amberlite IRN-150 es de lecho mixto, y cuenta por lo tanto con dos grupos funcionales: uno para el intercambio catiónico, que contiene ácido sulfónico; y otro para el intercambio aniónico, que contiene trimetilamonio. Por lo tanto, este tipo de resina puede considerarse de fuertemente ácida y fuertemente básica.

Por otro lado, la matriz de la resina Amberlite IRN-150 es de un copolímero de estireno y divinilbenceno. Entre las propiedades que posee esta combinación de polímeros, se encuentra una alta resistencia a la degradación por radiación [21], lo que hace a esta resina ideal para la aplicación deseada.



Figura 3.8: Resina de intercambio iónico Amberlite.

En cuanto a los productos de fisión, la tabla 3.3 presenta aquellos núclidos que son más representativos para el sistema. El criterio de selección de estas especies comprende el cumplimiento de dos parámetros fundamentales:

- El producto de fisión debe tener un rendimiento de fisión acumulativo mayor a un 1%.
- El producto de fisión debe tener un periodo de semidesintegración mayor a un año, o bien que sea un producto estable.

Para estimar el volumen de resina teórica que se necesita se utilizará la ecuación 3.43

$$V_{resina} = \frac{\sum_i \frac{\eta_i \cdot G}{PE_i}}{Q_{resina}} \quad (3.43)$$

Donde:

- η_i : Rendimiento de fisión para la especie i
- G : Masa de combustible quemado [g]
- PE_i : Peso equivalente de la especie i [g/eq]
- Q_{resina} : Capacidad de intercambio de la resina [eq/L]

Esta ecuación permite calcular directamente el volumen de la resina teórica necesaria para la extracción de los productos de fisión que cumplan con los dos criterios anteriores. No obstante, éstos representan sólo un 70% del total de productos de fisión.

Para cubrir el 30% restante y dado que no se cuenta con mayor información para dichas especies, se extrapolarán los parámetros requeridos a partir de los datos obtenidos para los productos de fisión con un rendimiento mayor a un 1% que se encuentran en la tabla A.8.

En primer lugar, se necesita determinar el peso equivalente promedio. Para ello, se puede tomar en cuenta que el número másico es aproximadamente igual al peso atómico de un núclido dado. La figura 3.8 muestra el rendimiento acumulativo de las especies nombradas en la tabla A.8 en función de su número másico. Queda en evidencia que el número másico promedio entre los núclidos se encontrará en valores cercanos a los fragmentos más pesados.

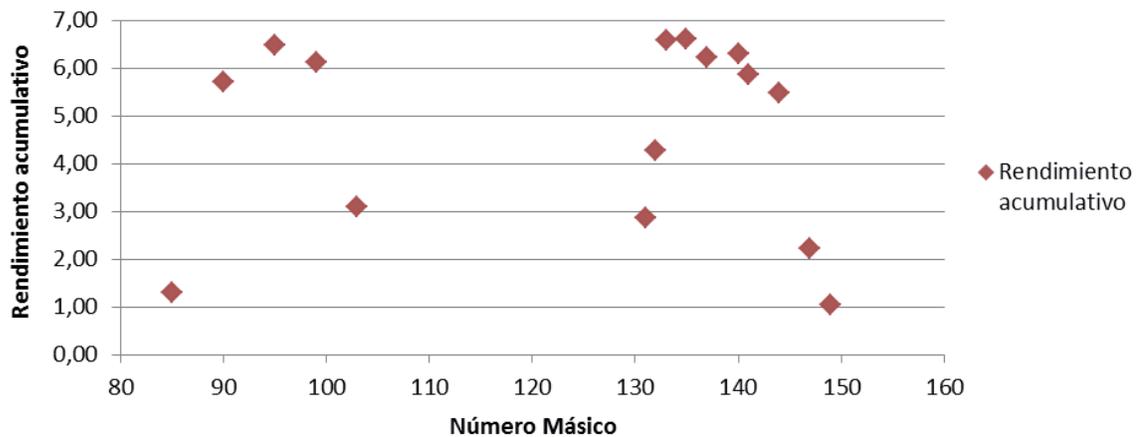


Figura 3.8: Rendimiento acumulativo de la fisión de ^{235}U inducido por un neutrón térmico en función del número másico.

Conociendo el rendimiento acumulativo y los números atómicos de las especies es posible estimar un número atómico promedio, mediante la siguiente ecuación (3.44)

$$\bar{A} = \frac{\sum_i \eta_i \cdot A_i}{\sum_i \eta_i} \quad (3.44)$$

Los cálculos desarrollados en el anexo de la memoria indican que la cantidad de resina necesaria para la extracción de los productos de fisión liberados por un elemento combustible es de 1.05 [L] aproximadamente. Considerando un factor de seguridad de 2 el volumen total de resina que se necesita, y por lo tanto el volumen total de cada columna, es de 2.10 [L]. De esta manera se asegura que la totalidad de los radionúclidos producidos durante la fisión serán atrapados y que la solución quedará libre de agentes radiactivos.

Con respecto a las medidas que debe tener la columna, se recomienda que para columnas pequeñas la relación de tamaño entre el largo y el diámetro sea cercana a 4:1 [22]. Con esto en consideración es posible llevar a cabo el diseño de la columna de intercambio iónico. La tabla 3.4 entrega las dimensiones de cada columna.

Medida	Valor
Altura	33 [cm]
Diámetro	9 [cm]
Volumen	2099.6 [cm ³]

Tabla 3.4: Dimensiones de la columna de resinas de intercambio iónico.

El uso de resinas de intercambio iónico en la limpieza de eventuales elementos combustibles atacados por corrosión permitirá no solo una importante reducción de volumen ocupado por los productos de fisión, inicialmente desde el refrigerante hasta una matriz sólida, sino que además facilitará su manipulación. En ese sentido, es importante además tener presente que posterior al uso de las resinas debe existir un proceso de tratamiento de éstas, como parte de programas de gestión de residuos radiactivos.

Algunos tratamientos, como la incineración y la vitrificación de las resinas de intercambio iónico permiten una reducción de volumen aún mayor, y una mayor facilidad de manipulación para su disposición final. Estos tratamientos se analizarán con mayor profundidad posteriormente en el capítulo 5.

3.4 Diseño del circuito hidráulico

Una vez que se ha definido el volumen de resina que se debe ocupar para la extracción de los productos de fisión de un elemento combustible, se procede a realizar el diseño del circuito hidráulico que conecta el contenedor que aloja los elementos combustibles y las columnas de intercambio iónico que soportan las resinas.

Para hacer esto se debe establecer en primer lugar los requerimientos y las características con las que contará el sistema de confinamiento. La figura 3.9 presenta de manera esquemática el circuito hidráulico, específicamente la configuración de las válvulas, la disposición de los contenedores, filtros y también de las bombas.

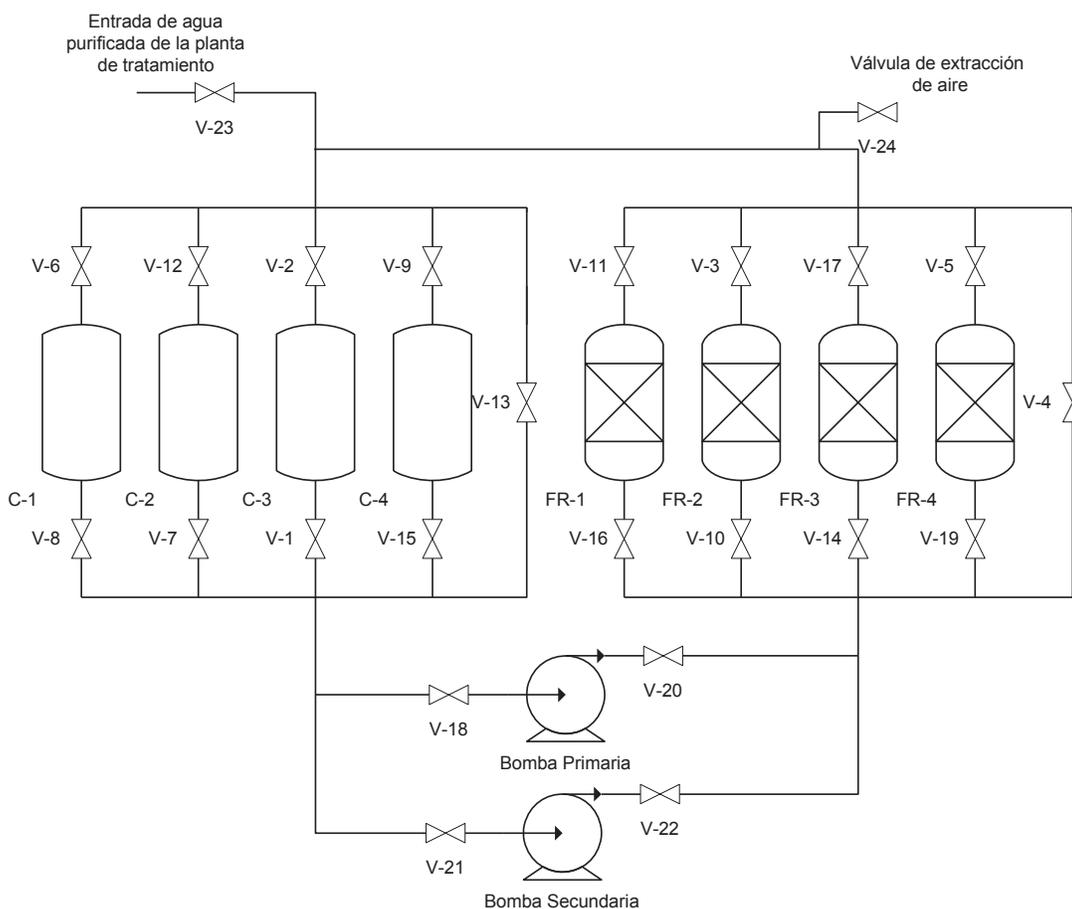


Figura 3.9: Esquema del circuito hidráulico del sistema de confinamiento de elementos combustibles con fuga de productos de fisión.

Como se muestra en la figura, se pretende desarrollar un sistema que sea capaz de alojar hasta cuatro elementos combustibles de forma independiente con sus cuatro columnas de intercambio iónico correspondientes, dispuestos de igual manera. La idea detrás de esto es contar con un diseño versátil que sea capaz de adaptarse a la cantidad de elementos combustibles que son atacados por corrosión, y cuya configuración de válvulas permita a su vez manipular cada elemento combustible de forma separada.

Válvula	Operación Normal	Llenado del circuito	Bypass
V-1	Abierta	Abierta	Cerrada
V-2	Abierta	Abierta	Cerrada
V-3	Abierta	Abierta	Cerrada
V-4	Cerrada	Abierta	Abierta
V-5	Abierta	Abierta	Cerrada
V-6	Abierta	Abierta	Cerrada
V-7	Abierta	Abierta	Cerrada
V-8	Abierta	Abierta	Cerrada
V-9	Abierta	Abierta	Cerrada
V-10	Abierta	Abierta	Cerrada
V-11	Abierta	Abierta	Cerrada
V-12	Abierta	Abierta	Cerrada
V-13	Cerrada	Abierta	Cerrada
V-14	Abierta	Abierta	Cerrada
V-15	Abierta	Abierta	Cerrada
V-16	Abierta	Abierta	Cerrada
V-17	Abierta	Abierta	Cerrada
V-18	Abierta	Abierta	Abierta
V-19	Abierta	Abierta	Cerrada
V-20	Abierta	Abierta	Abierta
V-21	Abierta	Abierta	Abierta
V-22	Abierta	Abierta	Abierta
V-23	Cerrada	Abierta	Cerrada
V-24	Cerrada	Abierta	Cerrada

Tabla 3.5: Disposición de las válvulas para cada operación del sistema.

La tabla 3.5 muestra la configuración de las válvulas que permiten las distintas operaciones del sistema. En el caso de la operación normal se consideró que el sistema aloja los cuatro elementos combustibles.

La ubicación espacial del sistema de retención de productos de fisión se encontrará en la planta de agua, que se localiza a un costado de la piscina del reactor. En ese sentido, se desea hacer uso de parte de un circuito de cañerías previamente instalado y que fue utilizado en un primer momento para ser parte del sistema denominado como hot blanket. La ventaja de utilizar esta instalación es que dicho circuito cuenta con dos tuberías que conectan la piscina del reactor, donde se alojarán los elementos combustibles, con la planta de agua, donde se encontrarán las resinas de intercambio iónico.

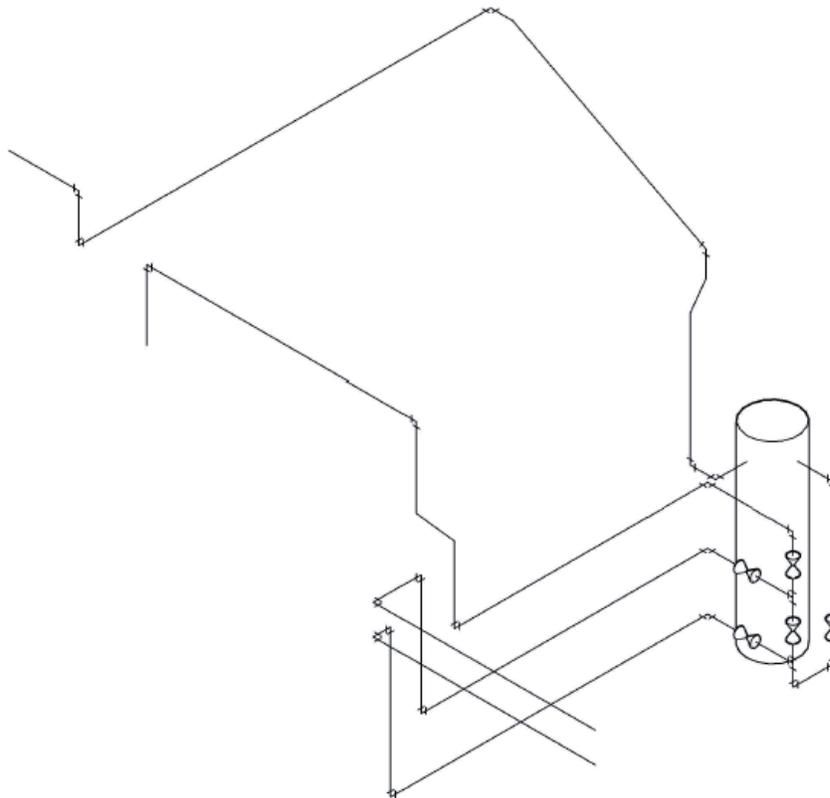


Figura 3.10: Diagrama de cañerías del sistema hot blanket.

La figura 3.10 muestra el diagrama de cañerías de este antiguo sistema. La idea es modificarlo de tal manera que cumpla con las especificaciones del esquema presentado en la figura 3.9.

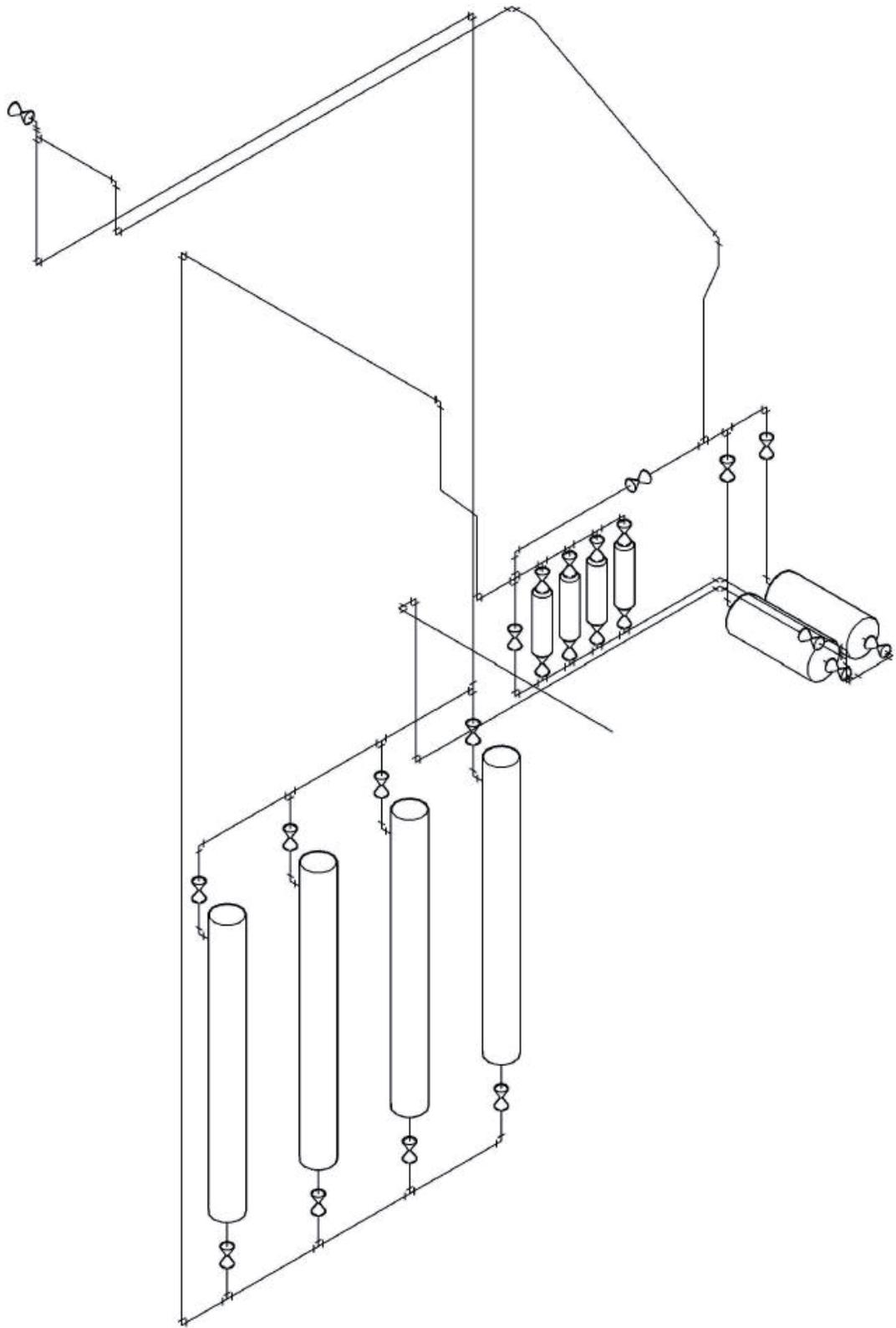


Figura 3.11: Diagrama del sistema hidráulico modificado.

Teniendo presente que se espera que el sistema funcione de manera continua, el diseño del circuito contempla la existencia de dos bypass, uno al costado de los contenedores de los elementos combustibles, y el otro al costado de los filtros de resina, así como una bomba secundaria. De esta manera se asegura la posibilidad de realizar mantenimiento a los equipos, sin que la operación del sistema se vea comprometida.

La figura 3.11 muestra el diagrama del circuito hidráulico ya modificado según las especificaciones de la figura 3.9. Para las derivaciones de flujo que ocurren en los elementos combustibles y en las columnas de intercambio iónico se consideró un arreglo tipo Z, de manera tal que el caudal incidente a estas derivaciones se divida en partes iguales.

3.4.1 Determinación de la curva del sistema

Uno de los puntos clave en el diseño del circuito hidráulico del sistema de retención de productos de fisión consiste en la selección de la bomba que se utilizará. Para ello es necesario determinar la curva del sistema, y por ende, estimar las pérdidas de carga que deberá vencer la bomba a medida que el fluido atraviesa las cañerías del circuito hidráulico propuesto. Entonces, se realizará el cálculo de la pérdida de carga total del sistema, en función del caudal que pasará a través de la bomba.

En otras palabras se pretende determinar

$$\Delta P_{total} = \Delta P(Q) \quad (3.44)$$

Por lo tanto, es conveniente separar la caída de presión total en los distintos elementos que la componen, es decir, pérdidas de carga debido al roce con la cañería y a través de los fittings, pérdidas de carga a través de los elementos combustibles, y por último, caída de presión a través del lecho de resinas de intercambio iónico.

Luego la caída de presión total

$$\Delta P_{total} = \Delta P_{cañerías} + \Delta P_{fitting} + \Delta P_{combustible} + \Delta P_{resinas} \quad (3.45)$$

Para desarrollar el cálculo de la pérdida de carga total se considerará la operación normal del sistema, como la descrita en la tabla 3.5, pero además se comparará el efecto que se produce en la caída de presión debido al número de elementos combustibles que se dispongan en el sistema, de manera tal de obtener el comportamiento de la curva del sistema en función no solo del caudal, sino que además de la cantidad de elementos combustibles alojados.

En el caso de las derivaciones de flujo que ocurren durante el paso del agua a través de los contenedores de los elementos combustibles o por las columnas que alojan las resinas, se asumirá que el flujo se divide en cuatro partes iguales, tomando en cuenta que las derivaciones de caudal se realizan mediante arreglos en Z, como puede observarse en las figuras 3.12 y 3.13.

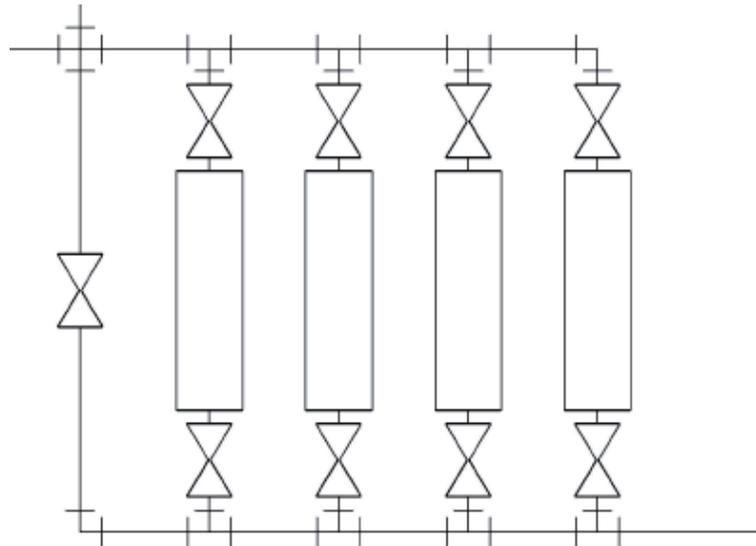


Figura 3.12: Detalle de la derivación de flujo en las columnas de intercambio iónico.

La ventaja que existe al utilizar un arreglo tipo Z para la derivación de flujo consiste en que cada caudal experimentará una cantidad similar de resistencias debido a la simetría de esta configuración, por lo que el flujo incidente se dividirá en partes iguales.

Sin embargo, una distribución homogénea de flujo será válida para cualquier tipo de arreglo que se utilice, siempre y cuando se cumpla que en las distintas derivaciones exista un elemento cuya resistencia al paso del fluido sea lo suficientemente alta como para considerar que las pérdidas de carga producidas por las cañerías o los fittings que componen el arreglo son despreciables.

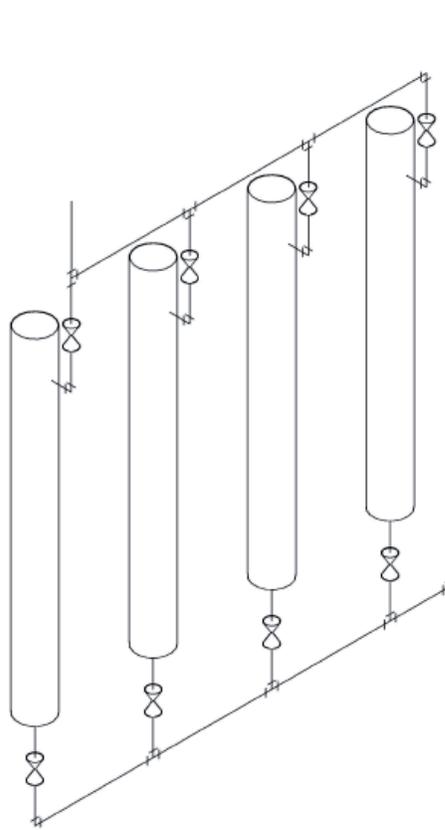


Figura 3.13: Detalle de la derivación de flujo en los contenedores de los elementos combustibles.

Un ejemplo de lo anterior puede ser en las columnas de intercambio iónico donde, para una derivación cualquiera se cumple que

$$\Delta P_{resinas} \gg \Delta P_{fittings} + \Delta P_{cañerías}$$

Caída de presión en un elemento combustible

Para el cálculo de la pérdida de carga a través de los elementos combustibles ($\Delta P_{combustible}$) se desarrolló una prueba de caída de presión que ocurre en el núcleo, que contiene 33 elementos combustibles a distintos flujos de manera tal de obtener una ecuación empírica que permita obtener la pérdida de carga de un elemento combustible a distintos caudales.

Es importante tener presente que en el núcleo no solo se encuentra el combustible, sino que además hay otros elementos, como barras de control, soportes y bandejas que contienen los radioisótopos irradiados y que, en menor medida, también afectan la pérdida de carga, y por lo tanto los resultados obtenidos responden a una aproximación.

A continuación, la tabla 3.6 muestra los datos obtenidos de las pruebas realizadas. En esta tabla se presentan solo los resultados registrados a partir de un flujo superior a los 1800 [IGPM] debido a que bajo este caudal se encuentran unas compuertas en una disposición tal que impiden el libre flujo del refrigerante a través de los elementos combustibles.

Considerando que para flujo turbulento la caída de presión en función del caudal responde a una proporción cuadrática, es decir

$$\Delta P_{turbulento} \propto k \cdot Q^2 \quad (3.46)$$

Caudal [IGPM]	Caudal [pie ³ /s]	Caudal por elemento [pie ³ /s]	Caída de presión [mca]	Caída de presión [psi]
0.0	0.000	0.000	0.00	0.00
2000.0	5.351	0.162	1.27	1.80
2200.0	5.887	0.178	1.54	2.19
2400.0	6.422	0.195	1.82	2.58

Tabla 3.6: Caída de presión a través de los elementos combustibles en el núcleo a distintos caudales.

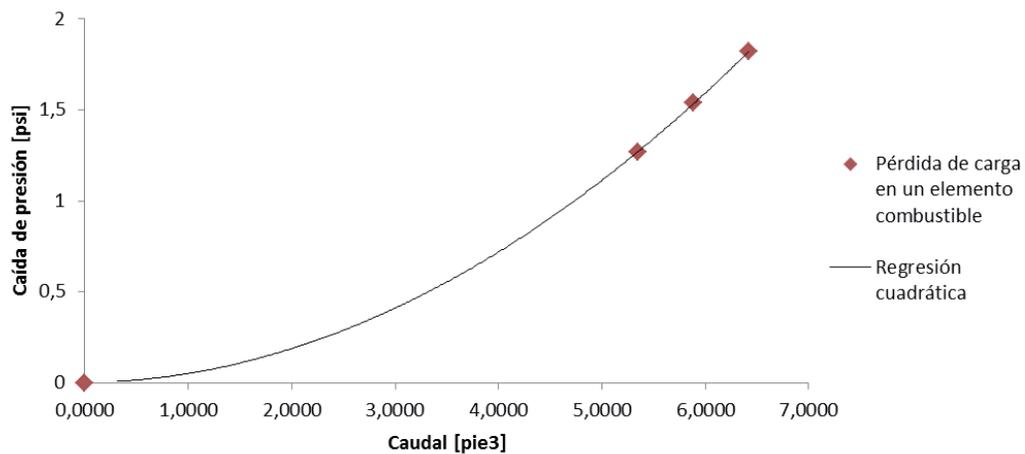


Figura 3.16: Pérdida de carga en un elemento combustible en función del caudal y curva de regresión cuadrática.

La ecuación empírica que se está buscando debiera responder a una función del tipo cuadrática. Entonces, desarrollando una regresión cuadrática de los datos entregados se obtiene

$$\Delta P_{combustible} = 66.37466 \cdot Q^2 + 0.38074 \cdot Q - 0.00006 \text{ [psi]} \quad (3.47)$$

El coeficiente de determinación de la ecuación obtenida respecto a los datos empíricos tiene un valor de $R^2 \approx 1$. Esto implica que la ecuación (3.47) puede predecir con precisión los valores de caída de presión en un elemento combustible para un valor de caudal dado.

Caída de presión en las resinas de intercambio iónico

Para la estimación de la pérdida de carga a través del lecho de intercambio iónico, el proveedor de las resinas entrega datos de caída de presión para las resinas Amberlite IRN 150.

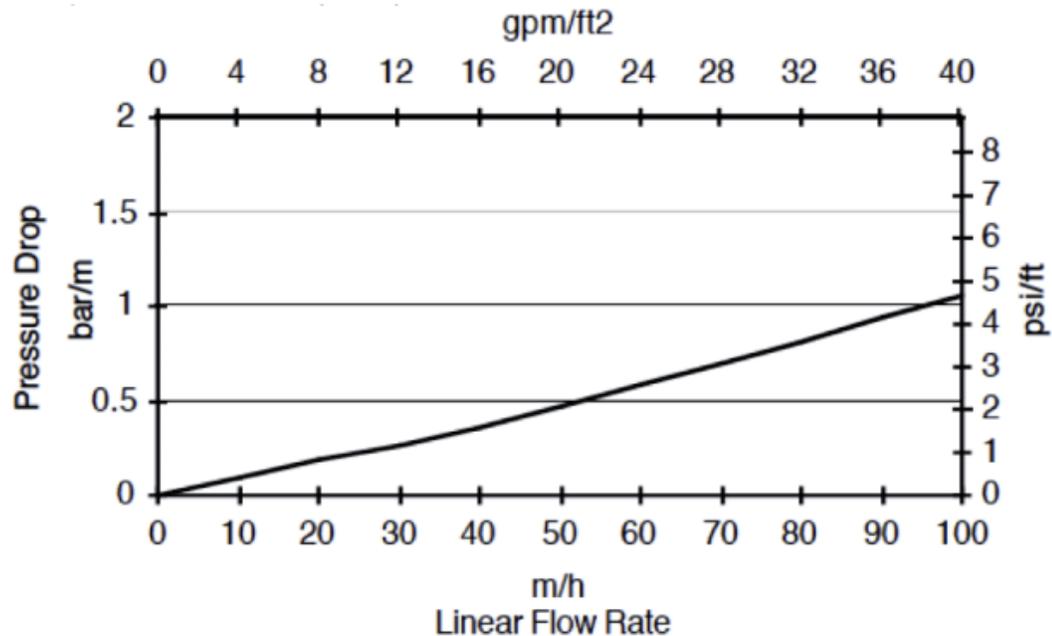


Figura 3.17: Caída de presión a través de las resinas Amberlite IRN 150. [23]

De manera análoga a la caída de presión de los elementos combustibles, los datos obtenidos de la pérdida de carga en el lecho de las resinas de intercambio iónico en la figura

3.17 se utilizarán para generar una ecuación que permita predecir la caída de presión del lecho en función del caudal que pasa a través de éste.

Para poder hacer esto, es necesario en primer lugar conocer las dimensiones internas del contenedor que alojará las resinas de intercambio iónico. La tabla 3.7 muestra las dimensiones de dicho recipiente, tomando en cuenta que su geometría es cilíndrica y que el volumen final de cada contenedor debe ser aproximadamente 2.1 [L].

Conocida el área transversal y la altura de las columnas de resinas, y extrayendo los valores de pérdida de carga en la figura 3.17, es posible generar los datos necesarios para la confección de la ecuación que permita calcular la caída de presión en las resinas.

Medida	Valor
Altura (h_{columna})	33 [cm]
Diámetro	9 [cm]
Área transversal	63.6 [cm ²]
Volumen	2099.6 [cm ³]

Tabla 3.7: Dimensiones de la columna de resinas de intercambio iónico.

Caudal lineal [m ³ /h m ²]	$\Delta P_{\text{resina}} / h_{\text{columna}}$ [psi/pie]	Caudal [pie ³ /s]	Caída de presión [psi]
0.00	0.00	0.00000	0.00000
28.00	1.00	0.00175	1.08268
50.00	2.00	0.00312	2.16535
70.00	3.00	0.00437	3.24803
88.00	4.00	0.00549	4.33071

Tabla 3.8: Caída de presión en la columna de resinas a distintos caudales.

Con los datos de la tabla 3.8, se desarrolla una regresión cuadrática que permitirá obtener finalmente la caída de presión en función del caudal.

$$\Delta P_{\text{resina}} = 41820.45 \cdot Q^2 + 561.08 \cdot Q - 0.0062 \text{ [psi]} \quad (3.48)$$

El coeficiente de determinación de la ecuación 3.48 respecto a los datos de la tabla 3.8 es de $R^2 \approx 1$, lo que implica que esta ecuación puede utilizarse satisfactoriamente para predecir la caída de presión que ocurre en el lecho a distintos caudales.

Caída de presión en las cañerías

Para el desarrollo de los cálculos de pérdida de carga a través de las cañerías se considerará que el fluido se transporta bajo un régimen turbulento. Esta consideración particular se fundamenta en que para la estimación de la caída de presión en las tuberías, el factor de fricción de Darcy se calculará de forma explícita utilizando la ecuación propuesta por P. K. Swamee y A.K. Jain

$$f_D = \frac{0.25}{\left[\log \left(\frac{1}{3.7 \left(\frac{D}{\epsilon} \right)} + \frac{5.74}{Re^{0.9}} \right) \right]^2} \quad (3.49)$$

Esta ecuación es válida para cocientes entre diámetro interno y rugosidad absoluta (D/ϵ) en un rango de 100 a 10^6 , y para intervalos de Reynolds en un rango de 5000 a 10^8 , es decir, comprende la zona de turbulencia completamente desarrollada según el gráfico de Moody.

Conocido el factor de fricción, la caída de presión en las cañerías se calculará a través de la ecuación de Darcy

$$\frac{\Delta P_{cañerías}}{\rho} = f_D \cdot \frac{L_{cañerías} \cdot v^2}{2 \cdot g_c \cdot D} \quad (3.50)$$

Reemplazando la velocidad lineal de flujo por el caudal y despejando el término correspondiente a la caída de presión se obtiene se obtiene

$$\Delta P_{cañerías} = f_D \cdot \rho \cdot \frac{8 \cdot L_{cañerías} \cdot Q^2}{g_c \cdot \pi^2 \cdot D^5} \quad (3.51)$$

La ecuación A.51 permite entonces calcular la pérdida de carga que ocurre en las cañerías en función del caudal que pasa por ellas. A continuación la tabla 3.9 presenta las características de las cañerías a utilizar en el circuito hidráulico. Reemplazando estos datos en la ecuación 3.51 se obtiene la caída de presión propia de las cañerías del sistema.

Característica	
Material	Acero AISI 316L
Rugosidad absoluta	0.00015"
Diámetro interno	1 ½"
Largo total	26.6 [m] (85.3 [pie])

Tabla 3.9: Características de las cañerías del circuito hidráulico.

Cabe destacar que si bien se pretende utilizar acero inoxidable como material para las cañerías, el confinamiento de los elementos combustibles debe ser de aluminio. Esto se debe principalmente a dos razones:

- El hierro, a diferencia del aluminio, cuenta con una alta sección eficaz, lo que lo hace susceptible a la interacción con neutrones provenientes de los elementos combustibles gastados. Este efecto podría ocasionar una generación indeseable de radioisótopos de hierro. Un eventual decaimiento de estos radioisótopos de hierro alteraría la configuración de la malla metálica, comprometiendo la integridad estructural del sistema.
- Dado que la matriz del combustible utilizado en el núcleo es de aluminio, alojar un elemento a un contenedor de acero podría producir un par galvánico entre los componentes, acelerando la corrosión del elemento combustible.

La unión del confinamiento de aluminio con las cañerías de acero puede hacerse a través de sellos poliméricos. De esta manera se evita la generación del par galvánico producido por el contacto entre el confinamiento y las cañerías.

Caída de presión en los fittings

La estimación de la caída de presión a través de los fittings se realiza de manera similar al cálculo de la pérdida de carga en las cañerías. En este caso se utilizará nuevamente la ecuación de Darcy descrita previamente en la producidos función 3.51, solo que ahora se reemplaza el término $L_{cañerías}$ por $\sum L_{equivalente}$, que corresponde a la sumatoria de los largos equivalentes de cañería que generarían igual caída de presión que los fittings.

Entonces, la pérdida de carga para los fittings viene dada por la ecuación

$$\Delta P_{fittings} = f_D \cdot \rho \cdot \frac{8 \cdot \sum L_{equivalente} \cdot Q^2}{g_c \cdot \pi^2 \cdot D^5} \quad (3.52)$$

La tabla 3.10 muestra los fittings y válvulas utilizadas en el circuito hidráulico, y su largo equivalente correspondiente, para un diámetro nominal de 1 ½", y la cantidad de éstas en el circuito hidráulico.

Fitting	Largo equivalente [pie]	Cantidad
Pasada a través de una tee estándar	2.0	4
Desviación en 90° en una tee estándar	9.5	2
Entrada de flujo a una tee estándar	9.5	1
Codo cuadrado	9.5	15
Válvula de bola completamente abierta	2.3	2

Tabla 3.10: Largo equivalente de distintos fittings para diámetro nominal de 1 ½".

Luego, sumando los largos equivalentes correspondientes a todos los fittings que hay en el sistema da un total de $\sum L_{equivalente} = 183.6$ [pie].

En este resultado no se tomó en consideración los fittings que participan en las derivaciones de flujo, ya que si el flujo que pasa por ellos corresponde un cuarto del flujo incidente y al ser la pérdida de carga una función cuadrática del caudal, entonces la caída de presión que ocurre en los fittings de las derivaciones sería 16 veces más pequeño que la caída de presión en los fittings por donde fluye el total del caudal.

Conocidas las ecuaciones que permiten calcular las pérdidas de carga individuales se procede a desarrollar la curva del sistema utilizando la ecuación 3.45. Un detalle importante es que el caudal que pasa a través de los elementos combustibles y las columnas de intercambio iónico corresponden una fracción que está dada por la cantidad de elementos combustibles alojados en el sistema, es decir

$$Q_{elemento} = \frac{Q_{total}}{n^{\circ}_{combustible}} \quad (3.53)$$

A continuación, la tabla 3.11 presenta los resultados de la pérdida de carga total del sistema de confinamiento de combustibles en función del caudal, utilizando la ecuación 3.45, para distintos números de elementos combustibles alojados.

Caudal [pie ³ /s]	ΔP_{total} [psi]	ΔP_{total} [psi]	ΔP_{total} [psi]	ΔP_{total} [psi]
	n ^o combustibles = 1	n ^o combustibles = 2	n ^o combustibles = 3	n ^o combustibles = 4
0.01	10.10	4.15	2.63	1.96
0.02	28.99	10.81	6.62	4.87
0.03	56.61	19.92	11.87	8.64
0.04	92.93	31.44	18.39	13.26
0.05	137.93	45.36	26.14	18.71
0.06	191.61	61.68	35.12	24.98
0.07	253.96	80.37	45.32	32.07
0.08	324.97	101.45	56.73	39.96
0.09	404.63	124.90	69.36	48.65

Tabla 3.11: Caída de presión en el sistema para distintos caudales en función del número de elementos combustibles en el sistema.

Además, la figura 3.18 presenta los resultados obtenidos en la tabla 3.11, de manera tal de visualizar el comportamiento de la curva del sistema para el circuito hidráulico con una cantidad diferente de elementos combustibles alojados.

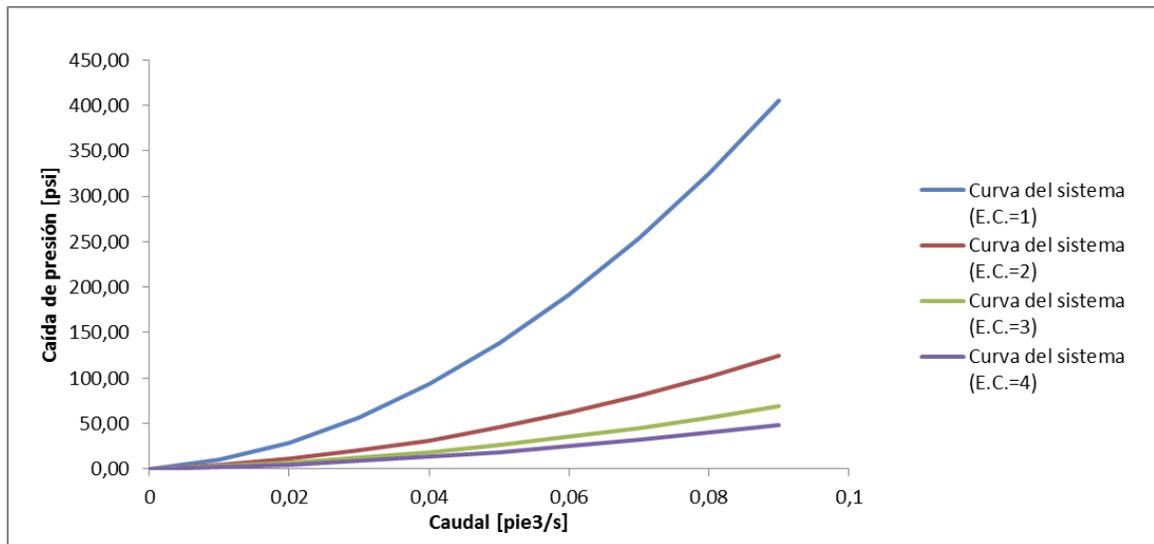


Figura 3.18: Comportamiento de la curva de sistema para distinto número de elementos combustibles alojados.

Puede observarse en la figura que la curva del sistema varía en gran medida con la cantidad elementos combustibles que se alojan en él. Este efecto se debe principalmente a que al aumentar el número de elementos combustibles alojados, un número igual de columnas de intercambio iónico debe operar, de manera tal que pueda captar los productos de fisión liberados. Al operar más de una columna de intercambio iónico el caudal incidente debe derivarse en partes iguales, por lo tanto la caída de presión que ocurre en las columnas disminuye dada la razón:

$$\Delta P_{resinas} \propto \left(\frac{1}{N^{\circ}_{columnas}} \right)^2 \quad (3.54)$$

Por otro lado, la curva del sistema está prácticamente modelada por la pérdida de carga que ocurre en el lecho de resinas de intercambio iónico. Esta fuerte dependencia puede observarse en la figura 3.19.

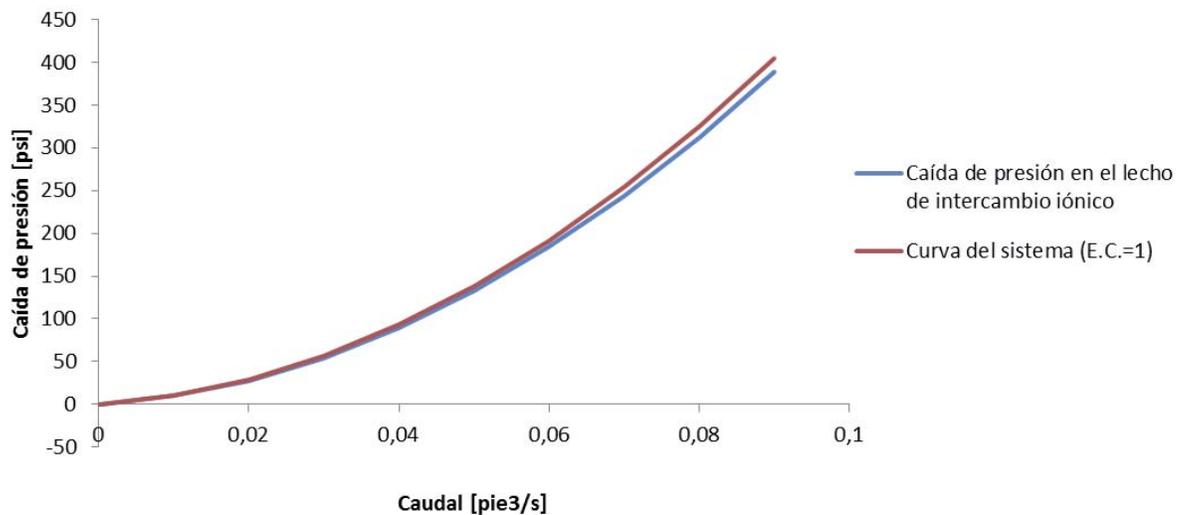


Figura 3.19: Comparación entre curva del sistema y la caída de presión en el lecho de intercambio iónico cuando hay un elemento combustible alojado.

3.4.2 Selección de la bomba

La selección de la bomba del circuito hidráulico debe contemplar la adquisición de un equipo versátil que sea capaz de operar eficientemente a las distintas condiciones del sistema, en particular, con distintos números de elementos combustibles.

Dentro de las alternativas existentes, la bomba Calpeda de 1.5 [hp] modelo NM-25/160-BE presenta las características que la harían una opción viable para el sistema. La tabla 3.12 presenta los datos de la curva característica de esta bomba. Ésta información puede verse gráficamente en la figura 3.20.

Caudal [pie ³ /s]	ΔP_{bomba} [psi]
0.000	45.220
0.010	44.935
0.020	44.651
0.029	44.082
0.039	43.371
0.049	42.091
0.059	40.811
0.069	39.247
0.078	37.256
0.088	34.839
0.098	31.284

Tabla 3.12: Curva de altura y caudal de la bomba Calpeda NM-25/160-BE.

Otro aspecto importante es la eficiencia con la que operará la bomba a distintos números de elementos combustibles alojados. En particular se busca una bomba que tenga una alta eficiencia cuando se opere con el máximo de elementos combustibles. Para calcular la eficiencia de la bomba, es necesario conocer la potencia de consumo de ésta. La tabla 3.13 presenta la potencia de consumo de la bomba a distintos caudales.

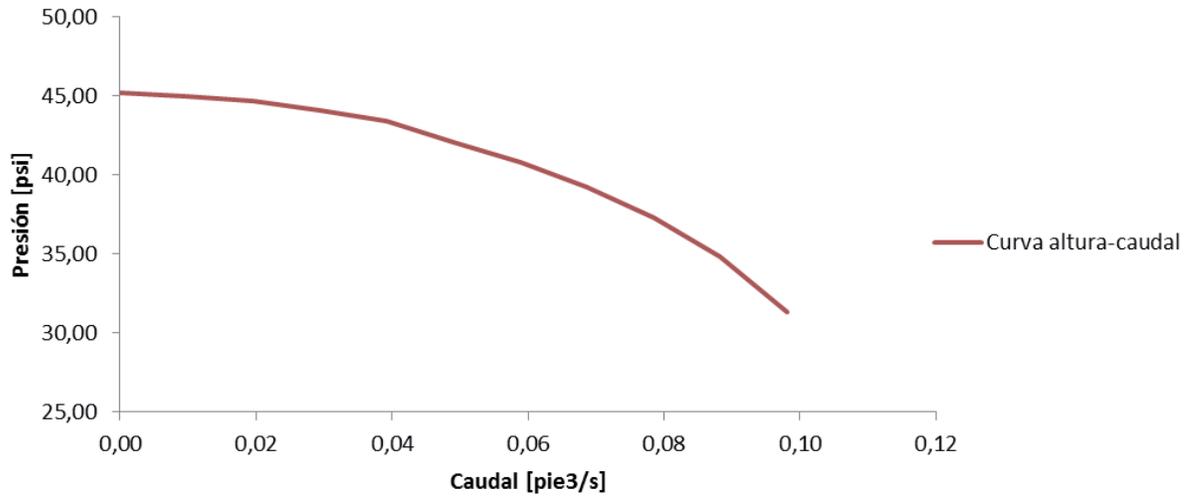


Figura 3.20: Curva de altura y caudal de la bomba Calpeda NM-25/160-BE.

La eficiencia de la bomba viene dada por la siguiente ecuación

$$\eta_{bomba} = \frac{\Delta H_{fluido}}{BHP} \quad (3.55)$$

Caudal [pie ³ /s]	BHP [kW]
0.000	0.53
0.010	0.60
0.020	0.66
0.029	0.72
0.039	0.80
0.049	0.87
0.059	0.94
0.069	1.01
0.078	1.09
0.088	1.14
0.098	1.20

Tabla 3.13: Datos de la curva de potencia de consumo y caudal de la bomba Calpeda NM-25/160-BE.

Para estimar el cambio de entalpía del agua se utilizará la siguiente ecuación, la cual considera que el fluido es incompresible

$$\Delta H_{fluido} = Q \cdot \Delta P_{bomba} \quad (3.56)$$

En la tabla 3.12 se encuentran los datos necesarios para poder utilizar la ecuación 3.56 directamente. Los resultados de esta ecuación y la eficiencia de la bomba a distintos caudales se presentan en la tabla 3.14 y gráficamente en la figura 3.21.

Caudal [pie ³ /s]	BHP [kW]	ΔH_{fluido} [kW]	Eficiencia
0.000	0.53	0.000	0.00
0.010	0.60	0.086	14.34
0.020	0.66	0.171	25.91
0.029	0.72	0.253	35.18
0.039	0.80	0.332	41.53
0.049	0.87	0.403	46.33
0.059	0.94	0.469	49.89
0.069	1.01	0.526	52.10
0.078	1.09	0.571	52.37
0.088	1.14	0.601	52.68
0.098	1.20	0.599	49.93

Tabla 3.14: Datos de la curva de eficiencia y caudal de la bomba Calpeda NM-25/160-BE.

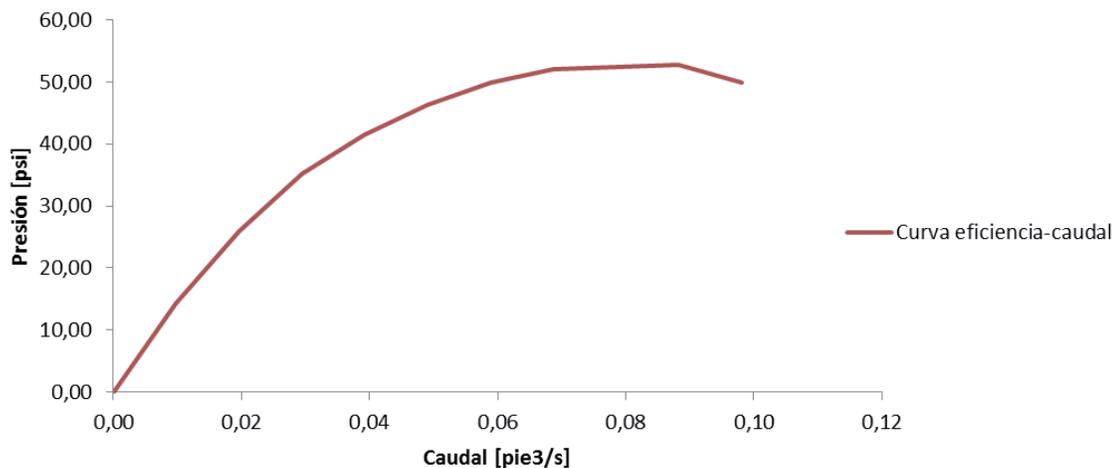


Figura 3.21: Curva eficiencia y caudal de la bomba Calpeda NM-25/160-BE.

Con los datos obtenidos, es posible estimar el punto de operación de la bomba a las distintas condiciones del sistema. Las figuras 3.22 y 3.23 presentan los puntos de operación del sistema cuando se operan 1 y 4 elementos combustibles respectivamente.

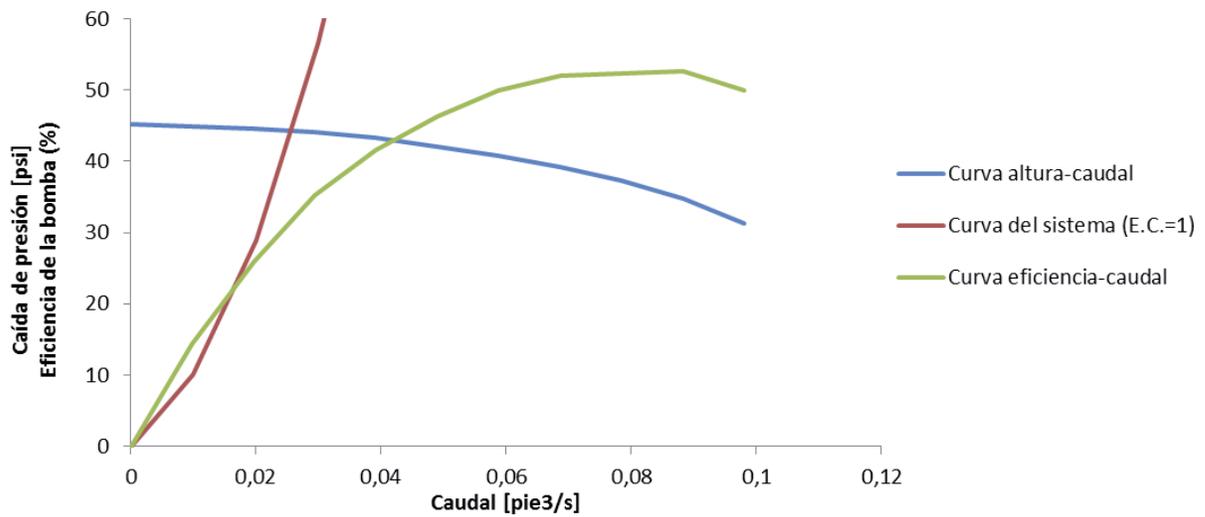


Figura 3.22: Punto de operación de la bomba para un elemento combustible.

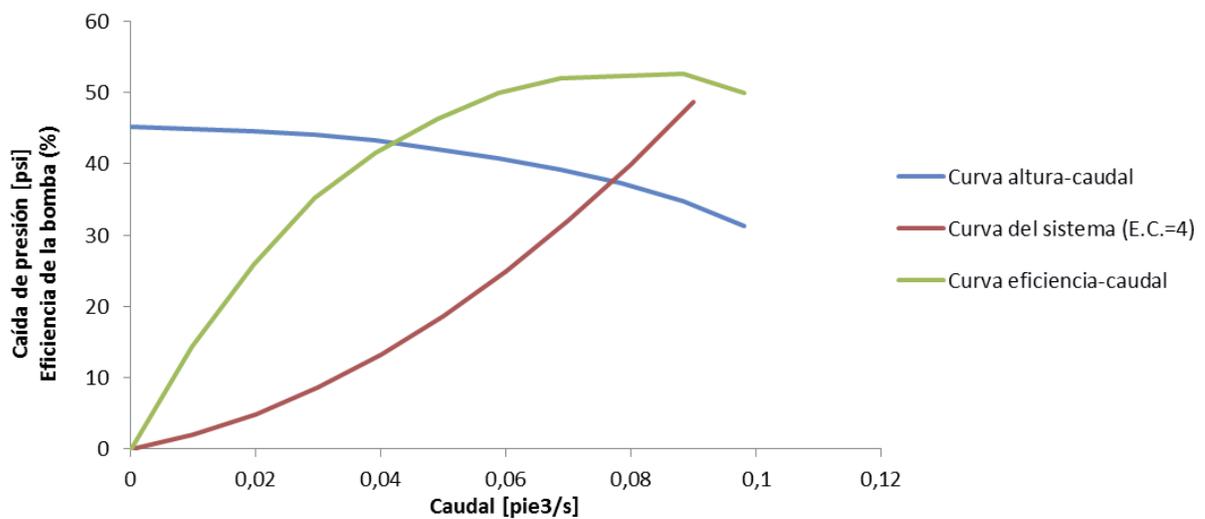


Figura 3.23: Punto de operación de la bomba para cuatro elementos combustibles.

La figura 3.22 muestra el punto de operación de la bomba cuando el sistema de confinamiento de productos de fisión tiene alojado solo un elemento combustible. Éste es el caso donde el sistema se encuentra más exigido. El caudal de operación bajo esta condición es de 0.025 [pie³/s] y la eficiencia de la bomba alcanza apenas un 30.4%.

Por otro lado la figura 3.23 presenta el punto de operación del sistema cuando el circuito hidráulico contiene cuatro elementos combustibles en su interior. A diferencia del caso anterior, esta condición representa la situación de menor exigencia para el sistema. Bajo estas circunstancias el caudal de operación alcanza hasta 0.078 [pie³/s] y la eficiencia de la bomba es de 52.37%, valor cercano a la máxima eficiencia de la bomba (52.68%).

Finalmente la tabla 3.15 muestra caudales de operación y la eficiencia de la bomba para un distinto número de elementos combustibles alojados.

N° de elementos combustibles	Caudal de operación [pie ³ /s]	Velocidad en las cañerías [pie/s]	Eficiencia de la bomba
1	0.025	2.05	30.4
2	0.049	3.99	48.3
3	0.065	5.30	51.0
4	0.078	6.35	52.4

Tabla 3.15: Caudal de operación y eficiencia de la bomba.

En base a estos resultados, se selecciona la bomba Calpeda modelo NM-25/160-BE, para la impulsión del refrigerante a través del circuito hidráulico.

3.4.3 Esquema de operación del sistema

A continuación, la figura 3.24 presenta el esquema completo de operación del sistema, desde el momento en que se detecta la presencia de un elemento combustible atacado por corrosión, hasta la gestión de las resinas de intercambio iónico gastadas.

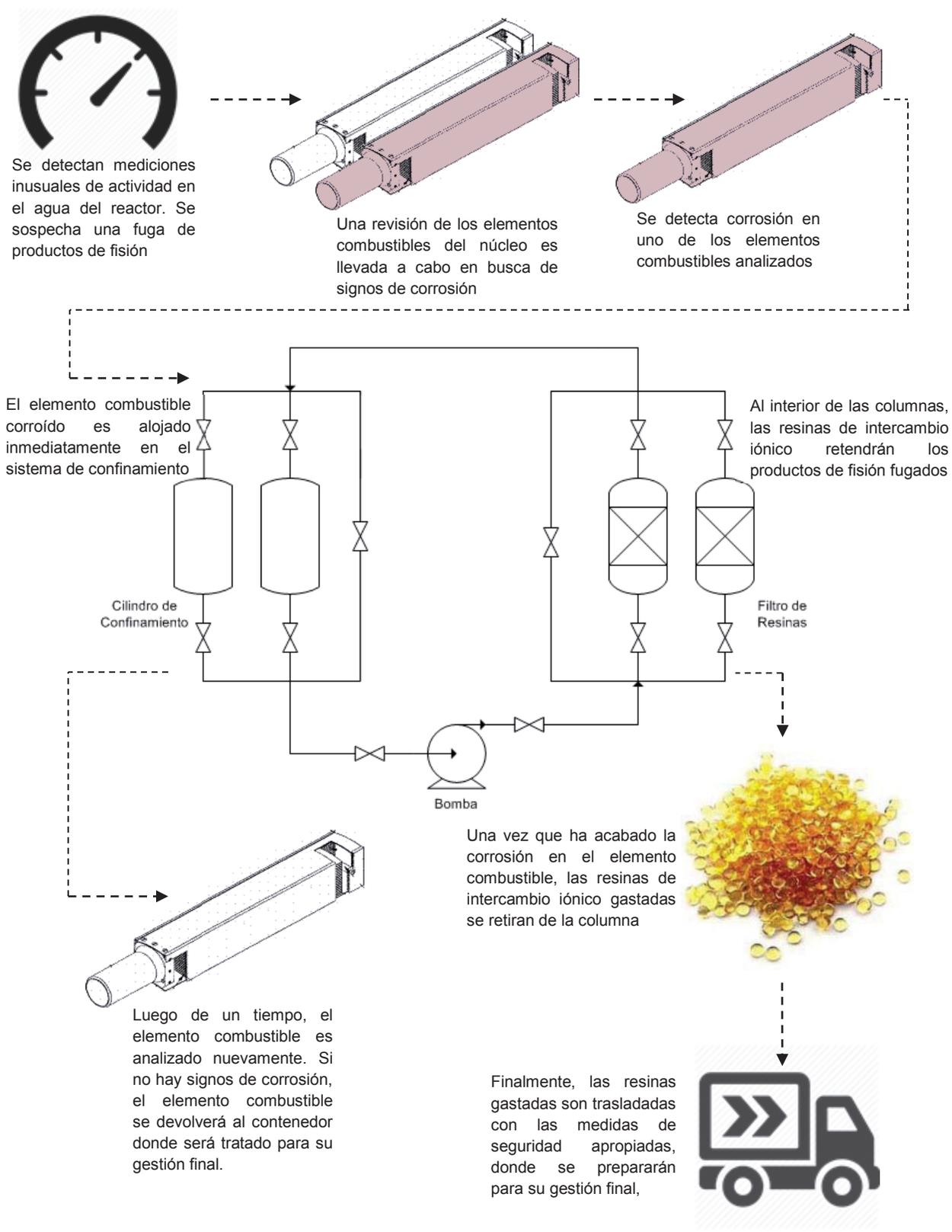


Figura 3.24: Esquema de operación del sistema

3.5 Velocidad crítica del refrigerante

En las secciones 3.1 y 3.2 se desarrollaron algunos modelos necesarios para demostrar la estabilidad térmica del sistema. A través de los cálculos realizados se comprobó que el sistema de confinamiento es lo suficientemente robusto como para no sobrepasar los límites permisibles de temperatura, aun cuando se vea sometido a las condiciones más exigentes de operación.

Sin embargo, existe una condición adicional para la operación del sistema, la cual define la velocidad máxima con la que viaja el refrigerante en el circuito hidráulico. Este límite se denomina como *velocidad crítica del refrigerante*. Velocidades muy altas a través de estos canales podrían generar diferencias de presión en el fluido lo suficientemente elevadas como para llegar a deformar las placas [24].

Dado que la presión disminuye a medida que avanza el fluido, la sección de placas a la entrada del refrigerante se verá sometida a una presión mayor que la sección de placas a la salida. La sección que se encuentra a mayor presión tenderá a comprimirse, en tanto que la sección a menor presión tenderá a expandirse, disminuyendo luego el área de flujo a la salida del líquido. Debido a la disminución gradual del área de flujo, éste fenómeno irá incrementando paulatinamente la diferencia de presión a medida que el refrigerante fluya a través de las placas hasta llegar un punto en el que sencillamente se haya bloqueado la totalidad del canal.

Para determinar este fenómeno, debe considerarse en primer lugar la variación del área transversal de flujo, causado por la deflexión de las placas debido a la diferencia de presión causada por la pérdida de carga del fluido. Esta variación de área viene dada por la expresión

$$\frac{\Delta A}{A_o} = \frac{(1 - \nu^2) \cdot \Delta P \cdot b^4}{5 \cdot E \cdot a^3 \cdot h} \quad (3.57)$$

Dónde:

- E : Módulo de Young
- ν : Razón de Poisson
- a : Espesor de la placa
- b : Ancho de la placa

- h : Espesor del canal de flujo
- ΔP : Diferencia de presión a lo largo de la placa
- A_o : Sección transversal original
- ΔA : Variación de la sección transversal

Por otro lado, es posible relacionar la pérdida de carga en función de la velocidad del refrigerante, utilizando la ecuación de Bernoulli:

$$\Delta P = \frac{\rho}{2 \cdot g_c} \left[\left(\frac{v_o}{1 - \frac{\Delta A}{A_o}} \right)^2 - \left(\frac{v_o}{1 + \frac{\Delta A}{A_o}} \right)^2 \right] \quad (3.58)$$

Dónde:

- ρ : Densidad del refrigerante
- v_o : Velocidad del refrigerante

Dado que la variación del área es relativamente insignificante en comparación al área transversal original, es decir, cuando $\Delta A/A_o$ se aproxima a cero, la ecuación 3.58 se transforma en

$$\Delta P = \frac{\rho \cdot v_o^2 \cdot \Delta A}{2 \cdot g_c \cdot A_o} \quad (3.59)$$

Al combinar las ecuaciones 3.57 y 3.59, se relacionan la velocidad del fluido con la deflexión de las placas. Entonces, la velocidad crítica [25] viene dada por

$$v_c = \left[\frac{2.5 \cdot g_c \cdot E \cdot a^3 \cdot h}{\rho \cdot b^4 \cdot (1 - \nu^2)} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (3.60)$$

Para la operación del sistema puede existir una disposición de válvulas bajo la cual la velocidad en los canales alcance este punto crítico. Por lo tanto, es necesario asegurar que el sistema nunca alcanzará esa velocidad, para cualquier configuración de válvulas, y en el caso de que ocurra, realizar las advertencias correspondientes.

En el anexo A.4 se adjuntan los cálculos desarrollados para la velocidad crítica del refrigerante y la estimación de la posibilidad de que esta velocidad pueda ser alcanzada en el circuito hidráulico del sistema de confinamiento.

La velocidad crítica se estimó mediante la aplicación de la ecuación 3.60, en tanto que para la velocidad máxima del refrigerante en el circuito hidráulico se consideró el caudal máximo que puede proveer la bomba seleccionada en la sección 3.4, para una altura manométrica igual a cero, y el área transversal del confinamiento por donde fluye el refrigerante.

Respecto a los resultados obtenidos, la velocidad crítica (v_c) alcanzó un valor de 23.96 [pie/s] en tanto que la velocidad máxima del refrigerante ($v_{refrigerate}$) es de 0.576 [pie/s], es decir, aproximadamente una décima parte de la velocidad crítica. Esto implica que en la práctica resultaría imposible que la velocidad del refrigerante alcance esta velocidad crítica, al menos con la capacidad de bombeo del sistema.

Si bien, éste desarrollo asume que el refrigerante fluye linealmente, como un flujo en pistón, esta consideración en realidad tendría un error por sobredimensionamiento. Dado que fluir a través de los canales de las placas de un elemento combustible ofrece más resistencia que fluir alrededor del elemento, es muy probable que la velocidad máxima del refrigerante sea en realidad menor a la estimada, dado que estos cálculos asumen que el agua circula sólo a través de los canales de los elementos combustibles.

4. Conclusiones

Finalizados los cálculos necesarios para el diseño del sistema y con los resultados obtenidos, ésta sección tiene por finalidad desarrollar algunas discusiones y conclusiones en torno al trabajo realizado.

Gracias al estudio de la bibliografía recopilada, fue posible determinar que, desde un punto de vista de costos y eficiencia, la mejor tecnología para la extracción de los productos de fisión fugados es mediante el uso de resinas de intercambio iónico.

Uno de los resultados más relevantes relativo al dimensionamiento de las columnas de intercambio iónico, fue el poco volumen de resinas que se necesita para la recolección total de los productos de fisión no volátiles, apenas 2.1 [L] por elemento combustible, volumen que además puede ser reducido mediante tratamientos posteriores, los que serán abordados posteriormente en el capítulo 5. Este punto es de especial importancia, ya que la etapa siguiente a la extracción de los productos de fisión corresponde a la gestión de éstos como desecho nuclear.

Otro punto relevante consistió en la determinación de la estabilidad térmica del sistema. Los resultados obtenidos a partir de los cálculos realizados demostraron que el sistema se encontrará siempre bajo el punto de ebullición y que en la práctica sería imposible que alcanzara esa temperatura, debido a que los parámetros utilizados para dichos cálculos están basados en condiciones sobredimensionadas, condiciones que incluso vulnerarían los límites en cuanto a seguridad radiológica.

Es importante mencionar que los modelos térmicos desarrollados no solo se limitan a cálculos relativos al calor de decaimiento, sino que además pueden utilizarse para otras condiciones de operación, como por ejemplo, para determinar la temperatura máxima que puede alcanzar un elemento combustible al estar alojado en el núcleo durante la operación normal del reactor.

En cuanto a los parámetros hidráulicos, la bomba Calpeda NM-25/160-BE de 1.5 [hp] de potencia nominal fue la seleccionada para la operación del sistema. En ese sentido, se demostró además la estabilidad hidráulica del sistema, ya que el sistema no alcanzará nunca la velocidad crítica que podría eventualmente deformar las placas de los elementos combustibles.

Por otro lado, sería interesante comprobar cómo el caudal que fluye a través de los canales de los elementos combustibles afecta a la corrosión de éstos, ya que si bien un flujo elevado puede ayudar a retirar los agentes corrosivos que producen la picadura, es posible que además provoquen la remoción de la capa de pasivado de la placa de elemento combustible, siendo entonces el flujo de refrigerante un posible agente para corrosión del recubrimiento de los elementos combustibles.

5. Recomendaciones

Una vez que se ha desarrollado el diseño del sistema y luego de definir sus principales parámetros de operación, es posible realizar algunas recomendaciones preliminares respecto de los resultados obtenidos.

El siguiente capítulo tiene por función proporcionar algunas recomendaciones relativas con la manipulación del sistema, restricciones adicionales a considerar, y criterios de gestión de las resinas de intercambio iónico gastadas luego de su uso en la extracción de los productos de fisión. Dado que el diseño del sistema de confinamiento de productos de fisión fugados contempla solo hasta el punto de la retención de éstos en los materiales de intercambio iónico, resulta importante también considerar la etapa posterior, la que corresponde a la gestión de dichas resinas.

A continuación se presentan algunas de las alternativas y tratamientos utilizados para la disposición de las resinas de intercambio iónico que han sido utilizadas en el ámbito nuclear.

5.1 Gestión de las resinas de intercambio iónico gastadas en aplicaciones nucleares

Las resinas de intercambio iónico constituyen una variedad especial de desperdicio radiactivo, debido a que presentan problemas particulares que restringen la selección de sus opciones de tratamiento. Dada la función que cumplen, las resinas de intercambio iónico a

menudo contienen elevadas concentraciones de radiactividad, de tal manera que requieren mecanismos de manipulación particulares.

En el pasado, estos materiales eran frecuentemente desechados en tanques o cajas o incluso al interior de las columnas de intercambio iónico sin ningún tipo de tratamiento. En algunas operaciones las resinas eran extraídas desde las columnas y almacenadas en tanques subterráneos o bien alojadas en agua, a la espera de tratamientos futuros, acondicionamiento y disposición final.

Con el paso del tiempo se han desarrollado diversos criterios y requisitos que deben cumplir los desechos radiactivos para ser aceptados en las instalaciones apropiadas. En ese sentido, las resinas de intercambio iónico deben satisfacer ciertos criterios de calidad, previo a su desecho. En lugares donde existan instalaciones de desechos, existirán también criterios de aceptación que definirán las opciones de tratamiento.

Por ejemplo, las instalaciones de desechos normalmente fijan un margen sobre la cantidad de líquidos permisible en un residuo radiactivo. Estas restricciones definirán si la resina de intercambio iónico deberá ser deshidratada, estabilizada o tratada de alguna otra manera previa a su disposición final.

La selección de las opciones de tratamiento para las resinas de intercambio iónico gastadas deben considerar las características físico-químicas de éstas. Básicamente, existen dos tipos de tratamiento:

- La destrucción de los compuestos orgánicos, de tal manera de producir compuestos inorgánicos que puedan estar acondicionados para su almacenamiento. Este tipo de tratamiento se utiliza en materiales de intercambio iónico del tipo orgánicos.
- La inmovilización directa, dando lugar a un producto final estable. Este tipo de tratamiento se usa tanto en materiales de intercambio iónico inorgánicos, como en orgánicos, estos últimos pasando previamente por el proceso anterior.

A continuación se definirán algunos de los pretratamientos utilizados previo a la disposición final de las resinas de intercambio iónico gastadas.

5.1.1 Deshidratación

En la mayoría de los procesos de acondicionamiento que involucren la inmovilización del material de intercambio iónico, la deshidratación de éstas contribuirá notablemente a reducir el volumen del residuo que contiene los productos de fisión y además mejora la compatibilidad del desecho con el proceso de inmovilización. La deshidratación se realiza mediante presión, filtrado a vacío o bien por centrifugación. Mediante el proceso de deshidratación, el contenido de agua de las resinas de intercambio iónico puede reducirse hasta en un 50%. La deshidratación en tanque a vacío es el método más utilizado para procesos pequeños de tipo batch, como es el caso del sistema de retención de productos de fisión desarrollado.

5.1.2 Secado y calentamiento

En algunos casos de almacenamiento en seco, o para ciertos procesos de acondicionamiento posterior puede ser necesaria la deshidratación completa de las resinas de intercambio iónico. Para el secado de las resinas suele utilizarse aire como medio directo o vapor como medio indirecto. Diferentes tipos de unidades de secado se utilizan para la deshidratación completa de los materiales de intercambio iónico gastado, como secadores de lecho fluidizado, secadores de cono, entre otros.

Por otro lado, ciertos materiales de intercambio iónico pueden necesitar una etapa de calentamiento como proceso de pretratamiento previo a su acondicionamiento final. El calentamiento de las resinas previa a la inmovilización puede reducir significativamente su hinchamiento cuando entra en contacto nuevamente con agua.

5.1.3 Trituración y molienda

Como procesos de pretratamiento, la trituración y la molienda se utilizan para la reducción del tamaño de los materiales de intercambio iónico y además para la liberación del agua intersticial alojado en ellos. Estos procesos se aplican principalmente previo a la

destrucción o inmovilización de las resinas La disminución del tamaño de partícula y la destrucción de la matriz del medio mejoran el secado , obteniendo un residuo más homogéneo para la posterior inmovilización y facilitan la destrucción térmica de las resinas.

5.1.4 Almacenamiento

Las resinas de intercambio iónico pueden requerir almacenamiento interno para permitir que algunos compuestos radiactivos decaigan en el caso de que los niveles de actividad en estos materiales excedan los límites máximos de exposición permitidos, o en el caso de que los niveles de actividad de estos materiales disminuyan lo suficiente en un tiempo razonable como para permitir la disposición de estos materiales sin mayor tratamiento.

El almacenamiento para el decaimiento debiese utilizarse sólo cuando los radionúclidos presentes en un desecho radiactivo tienen un bajo periodo de semidesintegración. La mayoría de las resinas de intercambio iónicas gastadas en plantas de energía nuclear contienen radionúclidos con periodos de semidesintegración lo suficientemente largos como para descartar esta opción de antemano. No obstante, como puede verse en la tabla 3.3, una parte importante de los productos de fisión generados tenderán a decaer en productos estables en tiempos relativamente cortos y por lo tanto unos años de almacenamiento pueden ser de mucho beneficio.

5.1.5 Incineración

Las resinas orgánicas de intercambio iónico pueden ser incineradas junto con otros desechos combustibles o en un incinerador dedicado exclusivamente para ese propósito. La incineración de los materiales de intercambio iónico se lleva a cabo en una atmósfera rica en oxígeno, lo que resulta en la oxidación de los materiales alimentados, dando lugar a un producto con un volumen cercano al 30% del volumen inicial. Este factor de reducción de volumen final dependerá de los métodos posteriores de tratamiento elegidos para el acondicionamiento de los residuos incinerados.

Los incineradores utilizados en el tratamiento de los materiales gastados de intercambio iónico tienden a ser más complejos que los incineradores utilizados para los desechos convencionales dado a problemas asociados con la combustión de las resinas y los gases producidos. Cuando las resinas se alimentan a un incinerador, éstas tienden a derretirse y agruparse antes de quemarse, provocando problemas con los materiales refractarios del incinerador, así como problemas de combustión incompleta.

Además, ya que las resinas de intercambio iónico contienen cantidades importantes de azufre, los gases de combustión suelen tener altas concentraciones de SO_2 , SO_3 , requiriéndose sistemas complementarios para la extracción de estos componentes.

Por otro lado, algunos productos de fisión como el cesio son volátiles a temperaturas superiores a $800\text{ }^\circ\text{C}$, lo que complica aún más los tratamientos necesarios para los productos de combustión.

5.1.6 Pirolisis

La pirolisis es otro tipo de proceso térmico que opera a temperaturas en un rango de $500\text{ }^\circ\text{C}$ a $700\text{ }^\circ\text{C}$. Durante la pirolisis, las resinas son degradadas en una atmósfera inerte, entonces la larga cadena polimérica que compone la matriz de la resina se disocia, produciendo un residuo sólido, que corresponde a un tercio de la masa original, y una mezcla de gas y vapor, que corresponde a dos tercios de la masa original.

Las ventajas de la pirolisis son:

- Reducen el volumen del residuo a una décima parte.
- Dan lugar a un producto biológica y químicamente estable.
- Retienen aproximadamente la totalidad de los componentes radioactivos no volátiles.

Bibliografía

- [1] J. E. Turner, *Atoms, Radiation and Radiation Protection*, John Wiley & Sons, 2007.
- [2] J. Davis, *Corrosion of Aluminum and Aluminum Alloys*, ASM International, 1999.
- [3] International Atomic Energy Agency, "Corrosion of Research Reactor Aluminium Clad Spent Fuel in Water," Technical Report Series IAEA, Vienna, 2003.
- [4] B. Carlsen, D. Fillmore, R. McCormack, R. Sindelar, T. Spieker and E. Woolstenhulme, "Damaged Spent Nuclear Fuel at U.S. DOE Facilities, Experience and Lessons Learned," Idaho National Laboratory, Idaho, 2005.
- [5] M. Smith, L. Bignell, D. Alexiev and L. Mo, "Sipping Test: Checking for Failure of Fuel Elements at the Opal Reactor," *Nuclear Engineering and Technology*, vol. 42, no. 1, pp. 125-130, 2010.
- [6] G. Gilmore, *Practical Gamma-ray Spectrometry*, Warrington UK: John Wiley & Sons, Ltd., 2008.
- [7] T. England and B. Rider, "Fission Product Yields for U235 Thermal Neutron Induced Fission," Los Alamos National Laboratory, Los Alamos, 1993.
- [8] M. Blarama Krishna, S. Rao, J. Arunachalam, M. Murali, S. Kumar and V. Manchanda, "Removal of Cs-137 and Sr-90 from actual low level radioactive waste solution using moss as a phyto-sorbent," *Separation and Purification Technology*, no. 38, pp. 149-161, 2004.
- [9] W. Schulz, J. Mendel and G. Richardson, "Solvent Extraction Recovery and Purification of Strontium-90," *I&EC Process Design and Development*, vol. 2, no. 2, pp. 134-140, 1963.
- [10] S.-C. Jang, S.-B. Hong, H.-M. Yang, K.-W. Lee, J.-K. Moon, B.-K. Seo, Y. Huh and C. Roh, "Removal of Radiative Caesium Using Prussian Blue Magnetic Nanoparticles," *Nanomaterials*, no. 4, pp. 894-901, 2014.
- [11] C. Kozłowski, W. Walkokwiak and W. Pellowski, "Sorption and transport of Cs-137, Sr-90 and Co-60 radionuclides by polymer inclusion membranes," *Desalination*, vol. 242, pp. 29-37, 2009.
- [12] S. Pike, K. Buessler and C. Breier, "Extraction of cesium in seawater off Japan using AMP-PAN resin and quantification via gamma spectroscopy and inductively coupled mass spectrometry," *Journal of Radioanalytical and Nuclear Chemistry*, 2012.
- [13] J. Law, D. Peterman, R. Cathy, D. Meikrantz and T. Todd, "Advances in Development of the Fission

Product Extraction Process for the separation of Cesium and Strontium from Spent Nuclear Fuel," in *11th International Conference on Environmental Remediation and Radioactive Waste Management*, Bruges, 2007.

- [14] P. Arboleda, C. González and D. Rodríguez, "Study of thermal evolution of uranium oxides sintered in the vitrocerus process," *Procedia Materials Science*, vol. 1, pp. 535-542, 2012.
- [15] J. R. Lamarsh and A. J. Baratta, *Introduction to Nuclear Engineering*, 3rd ed., p. 31.
- [16] S. E. Liverhant, *Elementary Introduction to Nuclear Reactor Physics*, New York: Wiley, 1960.
- [17] A. Wahl, "Physics and Chemistry of Fission," vol. I, p. 323, 1965.
- [18] R. B. Ponds and J. E. Matos, "Nuclear Mass Inventory, Photon Dose Rate and Thermal Decay Heat of Spent Research Reactor Fuel Assemblies," Argonne National Laboratory, Argonne, 1996.
- [19] D. Gong, S. Huang, G. Wang and K. Wang, "Heat Transfer Calculation on Plate-Fuel Type Assembly on High Flux Reasearch Reactor," *Science and Technology of Nuclear Installations*, 2015.
- [20] A. Koning, R. Forrest, M. Kellett, R. Mills, H. Henriksson and Y. Rugama, "Joint Evaluated Fission and Fusion File," Nuclear Energy Agency, Paris, 2008.
- [21] C. L. Hanks and D. J. Hamman, *Radiation Effects Design Handbook*, Washington, 1971.
- [22] R. Kunin, *Elements of Ion Exchange*, New York: Reinhold Publishing Corporation, 1960.
- [23] The Dow Chemical Company, *Amberlite IRN150 Product Data Sheet*.
- [24] W. K. Stromquist and O. Sisman, "High Flux Reactor Fuel Assemblies-Vibration and Water Flow," Repor No. ORNL-50, 1948.
- [25] D. R. Miller, "Critical Flow Velocities for Collapse of Reactor Parallel-Plate Fuel Assemblies," *Journal of Engineering for Power*, vol. 82, no. 2, pp. 83-91, 1960.

Anexo

A.1 Resolución del balance de energía

Según lo desarrollado en la sección 3.1.1, al realizar un balance de energía macroscópico que contemple la generación de calor debido al decaimiento y la disipación de calor a través de las paredes del sistema de confinamiento, se obtuvo

$$\frac{dT}{dt} = \frac{6,85 \cdot 10^{-3}}{Cp \cdot w_o} \cdot \left(\frac{G}{t_e \cdot 1,25 \cdot 10^{-6}} \right) \cdot (t^{-0,2} - (t_e + t)^{-0,2}) - \frac{U \cdot A}{Cp \cdot w_o} \cdot (T - T_o) \left[\frac{^{\circ}C}{s} \right] \quad (3.14)$$

Por razones de seguridad se requiere sobredimensionar las condiciones de operación del sistema, de manera tal de asegurar que el sistema no alcance bajo ninguna circunstancia la temperatura de saturación, a la presión del sistema. Para ello se proponen las condiciones más extremas, en otras palabras, lo que sucedería en el peor de los casos. Se debe recalcar que esto no implica, en forma alguna, que el sistema deba ser operado bajo estas condiciones, ya que incluso por protocolos de seguridad algunas de estas condiciones están restringidas. Sólo se pretende comprobar que el sistema sea capaz de tolerar la situación más exigente, sin el riesgo de que ocurra algún tipo de accidente. A continuación se enumeran dichas condiciones

- Debido a problemas con la bomba del circuito hidráulico, el refrigerante al interior del elemento combustible se encuentra completamente estanco, en otras palabras la transferencia de calor será solo por convección natural.
- El elemento combustible que está siendo atacado por corrosión y que debe ser almacenado en el sistema de confinamiento es aquel que durante la jornada de operación del reactor ha quemado una mayor cantidad de U_{235} combustible, probablemente alguno de los elementos combustibles en el centro del núcleo que se encuentran sometidos a un mayor flujo neutrónico.
- El elemento combustible es alojado en su confinamiento instantáneamente después de cumplida la operación del reactor en dicha jornada. Esto significa que el elemento combustible es alojado en el momento exacto en que sus productos de fisión generan la máxima potencia por concepto de calor de decaimiento.
- Una consecuencia de lo anterior es que en el momento en que concluye la operación del reactor, el agua de la piscina que sirve de medio para el sistema de

confinamiento se encuentra a su máxima temperatura (aproximadamente 35°C). Se supondrá que el agua de la piscina se mantendrá constante a 35°C.

Con respecto a la elección del elemento combustible para el análisis, se requiere definir cuál de los 33 elementos presentes en el núcleo del reactor RECH-1 posee la mayor tasa de quemado, según las condiciones mencionadas previamente. Para hacer esto, la tabla A.1 presenta el porcentaje de quemado para el núcleo 70, es decir, la configuración de elementos combustibles número 70 que se dispone para la operación del reactor, cuyo ciclo está comprendido entre el 04 de Mayo del 2014 (beginning of cycle) y el 22 de Diciembre del 2014 (end of cycle).

La idea entonces es contrastar el porcentaje de quemado de los distintos elementos combustibles, obteniendo aquél con mayor incremento en su quemado para el ciclo de dicho núcleo. Los elementos con mayor incremento en su quemado, como era de esperar, son aquellos ubicados en el centro del núcleo y que se encuentran destacados en la tabla. En particular, el mayor incremento en el porcentaje de quemado se encontró en el elemento combustible LR-71, con una variación del 3.866%.

Para estimar la masa que se quemó de U_{235} en el elemento LR71, es importante saber que para la fabricación de todos los elementos combustibles manufacturados en el Centro de Estudios Nucleares de Lo Aguirre existe un estándar de 241,80 [g] total de U_{235} que deben distribuirse en las 16 placas que componen el elemento combustible.

Por lo tanto la masa de U_{235} que se quemó durante todo el ciclo será igual al porcentaje de combustible quemado por los 214,80 [g] totales de U_{235} contenidos en cada elemento combustible

$$G_{ciclo} = 0.03866 \cdot 214.80[g]$$

$$G_{ciclo} = 8.30417[g]$$

Considerando que el reactor opera semanalmente solo los días viernes, la cantidad de veces que se operó el reactor durante el ciclo del núcleo N°70, equivale a la cantidad de días viernes que hubo durante dicho ciclo, incluyendo también el BOC. Luego, durante dicho ciclo el reactor operó 38 veces.

Elemento Combustible	BOC	EOC
LR49	31,294	33,611
LR50	31,667	34,862
LR51	31,963	34,502
LR52	29,989	31,929
LR53	31,500	33,869
LR54	33,674	35,835
LR55	31,667	34,039
LR56	33,802	35,958
LR57	34,032	36,151
LR58	30,276	32,459
LR59	33,243	35,466
LR60	28,029	30,010
LR61	30,766	32,768
LR62	30,937	32,936
LR63	28,134	30,273
LR64	29,101	31,36
LR65	28,258	30,223
LR66	26,471	28,569
LR67	28,519	30,675
LR68	18,680	22,233
LR69	18,712	22,449
LR70	15,436	19,132
LR71	15,882	19,748
LR74	12,932	16,617
LR75	12,858	16,558
LR76	8,543	11,755
LR77	8,776	12,071
LR78	2,762	6,234
LR79	2,787	6,159
LR80	0,000	3,139
LR81	0,000	3,181
LR82	32,407	34,666
LREX01	20,555	22,521

Tabla A.1: Porcentaje de quemado de los elementos combustibles del núcleo N°70 del reactor RECH-1 al inicio del ciclo (04/04/2014) y al final del ciclo (22/12/2014).

Entonces, la masa en gramos de U_{235} quemado para cada operación del reactor será

$$G = \frac{8.30417[g]}{38}$$

$$G = 0,21853[g]$$

Teniendo presente además que el reactor opera 22 [h] cada jornada, entonces el tiempo transcurrido t_e serían aproximadamente 0,92 [d]. Con ambos datos es posible obtener finalmente la potencia que genera el elemento combustible N°71 para cada operación del reactor. Reemplazado los datos en la ecuación 3.5 se obtiene

$$\bar{P} = 190026.7 [W]$$

Tomando como referencia las dimensiones del cilindro que contiene los elementos combustibles en el sistema Sipping para nuestro sistema de confinamiento, podemos determinar la masa de refrigerante que rodeará el elemento combustible atacado por corrosión.

El contenedor del sistema Sipping consiste en un cilindro de 169 [cm] de largo y 17 [cm] de diámetro, por lo tanto el volumen del confinamiento que puede alojar considerando el volumen de un cilindro sería

$$V_{confinamiento} = \left(\frac{d^2}{4}\right) \cdot \pi \cdot h [L] \quad (A.1)$$

Reemplazando la ecuación A.1 por las dimensiones del contenedor del sistema Sipping se obtiene

$$V_{confinamiento} = 38.36 [L]$$

Para determinar el volumen que ocupa el elemento combustible hay que tener en cuenta que la estructura que sostiene a las placas en su mayoría es espacio vacío y por lo tanto su volumen es despreciable. El conjunto de placas sin embargo poseen un volumen relativamente considerable. Las dimensiones de las placas son:

- Placas internas: 1.53 [mm] x 69.8 [mm] x 625.5 [mm]
- Placas externas: 1.53 [mm] x 69.8 [mm] x 650.9 [mm]

Luego, el volumen que ocupan las 16 placas en un elemento combustible viene dado por

$$V_{placas} = 14 \cdot (0.153 \cdot 6.98 \cdot 62.55)[cm^3] + 2 \cdot (0.153 \cdot 6.98 \cdot 65.09)[cm^3]$$

$$V_{placas} = 1074.22[cm^3] \approx 1.07[L]$$

Finalmente el volumen que ocupa el refrigerante en el sistema de confinamiento sería

$$V_{agua} = (38.36 - 1.07) [L]$$

$$V_{agua} = 37,29 [L]$$

Asumiendo que la densidad del agua es de 1.00 [kg / L], entonces la masa de refrigerante al interior del confinamiento serían 37.29 [kg]. De igual manera, para estimar el área de transferencia de calor se tomará en cuenta solo el cilindro que contiene el elemento combustible, despreciando la transferencia de calor a través de las cañerías que conectan el circuito hidráulico con el contenedor del elemento combustible. Considerando el manto de un cilindro con las dimensiones del confinamiento del sistema Sipping y las circunferencias sobre y bajo el cilindro

$$A_{confinamiento} = 0.17 \cdot \pi \cdot 1.69 + 2 \cdot \left(\frac{0.17}{2}\right)^2 \cdot \pi [m^2]$$

$$A_{confinamiento} = 0.948 [m^2]$$

A modo de síntesis, la tabla A.2 presenta las constantes requeridas para la resolución de la ecuación diferencial 3.14. Estos datos en su mayoría están relacionados con los parámetros de operación del reactor RECH-1.

Elemento Combustible		Unidad
Uranio quemado	0.218531	[g]
Capacidad calorífica del agua	4.184	[J/kg °C]
Masa agua	37.29	[kg]
Tiempo transcurrido	0.92	[días]
Temperatura exterior	35.00	[°C]
Coefficiente de T de Q	20.00	[W/°C m ²]
Área de transferencia	0.948	[m ²]

Tabla A.2: Constantes utilizadas en el modelamiento de la temperatura del refrigerante.

Para la solución de la ecuación 3.14 utilizando el método de Runge-Kutta de cuarto orden necesitamos plantear la ecuación diferencial como un problema de valor inicial. Si consideramos que el elemento combustible es trasladado instantáneamente al sistema de confinamiento, entonces la temperatura inicial del agua utilizada como refrigerante será igual a la temperatura a la que se encontraba el agua de la piscina una vez terminada la operación del reactor. Esta temperatura es aproximadamente 35 [°C].

Entonces, sea la ecuación diferencial

$$\frac{dT}{dt} = f(t, T)$$

Donde

$$T(0) = 35^{\circ}C$$

Se define además un paso

$$h = 0.02 \text{ [días]}$$

Un inconveniente que existe para la solución numérica de la ecuación 3.14 radica en el modelo de calor de decaimiento expresado en la ecuación 3.4, el cual para un valor de t igual a cero, el calor de decaimiento diverge hasta el infinito. Con esto en consideración, la primera iteración se evaluará en un punto de tiempo cercano a cero, específicamente en el punto (0.000001,35).

Reemplazando las constantes de la ecuación 3.14 por los valores recopilados presentes en la tabla A.2 se procede entonces a la solución de la ecuación diferencial. En la tabla A.3. se adjunta la resolución de ésta, mediante el método de Runge Kutta de cuarto orden.

t_i [días]	T_i [°C]	k_1	k_2	k_3	k_4	T_{i+1} [°C]
0,000001	35,00	2,47	0,25	0,25	0,20	35,61
0,02	35,61	0,19	0,17	0,17	0,15	35,78
0,04	35,78	0,15	0,13	0,13	0,12	35,91
0,06	35,91	0,12	0,11	0,11	0,11	36,03
0,08	36,03	0,11	0,10	0,10	0,10	36,13
0,10	36,13	0,10	0,09	0,09	0,09	36,22
0,12	36,22	0,09	0,08	0,08	0,08	36,30
0,14	36,30	0,08	0,08	0,08	0,07	36,38
0,16	36,38	0,07	0,07	0,07	0,07	36,45
0,18	36,45	0,07	0,07	0,07	0,06	36,51
0,20	36,51	0,06	0,06	0,06	0,06	36,58
0,22	36,58	0,06	0,06	0,06	0,06	36,63
0,24	36,63	0,06	0,05	0,05	0,05	36,69
0,26	36,69	0,05	0,05	0,05	0,05	36,74
0,28	36,74	0,05	0,05	0,05	0,05	36,79
0,30	36,79	0,05	0,05	0,05	0,05	36,83
0,32	36,83	0,05	0,04	0,04	0,04	36,88
0,34	36,88	0,04	0,04	0,04	0,04	36,92
0,36	36,92	0,04	0,04	0,04	0,04	36,96
0,38	36,96	0,04	0,04	0,04	0,04	37,00
0,40	37,00	0,04	0,04	0,04	0,04	37,04
0,42	37,04	0,04	0,04	0,04	0,03	37,07
0,44	37,07	0,03	0,03	0,03	0,03	37,11
0,46	37,11	0,03	0,03	0,03	0,03	37,14
0,48	37,14	0,03	0,03	0,03	0,03	37,17
0,50	37,17	0,03	0,03	0,03	0,03	37,20
0,52	37,20	0,03	0,03	0,03	0,03	37,23
0,54	37,23	0,03	0,03	0,03	0,03	37,26
0,56	37,26	0,03	0,03	0,03	0,03	37,28
0,58	37,28	0,03	0,03	0,03	0,03	37,31
0,60	37,31	0,03	0,03	0,03	0,02	37,34
0,62	37,34	0,02	0,02	0,02	0,02	37,36
0,64	37,36	0,02	0,02	0,02	0,02	37,38
0,66	37,38	0,02	0,02	0,02	0,02	37,41
0,68	37,41	0,02	0,02	0,02	0,02	37,43
0,70	37,43	0,02	0,02	0,02	0,02	37,45
0,72	37,45	0,02	0,02	0,02	0,02	37,47
0,74	37,47	0,02	0,02	0,02	0,02	37,49
0,76	37,49	0,02	0,02	0,02	0,02	37,51
0,78	37,51	0,02	0,02	0,02	0,02	37,53
0,80	37,53	0,02	0,02	0,02	0,02	37,55
0,82	37,55	0,02	0,02	0,02	0,02	37,57
0,84	37,57	0,02	0,02	0,02	0,02	37,58
2,76	38,12	0,00	0,00	0,00	0,00	38,12

Tabla A.3: Solución numérica de la ecuación diferencial mediante el método RK4.

A.2 Estimación del perfil de temperatura

A continuación, se realizarán los cálculos necesarios para la estimación del perfil de temperatura en la placa de un elemento combustible, utilizando para este propósito las ecuaciones 3.32, 3.33 y 3.41.

Sin embargo, la implementación de la ecuación (3.41) presenta un inconveniente y es que el coeficiente de transferencia de calor h depende implícitamente del valor de la temperatura de la superficie, ya que es una de las variables presentes en el número de Grashof. Siendo el coeficiente de convección una función de esta temperatura, y considerando además que el número de Nusselt es una función por tramos del número de Rayleigh, se propone el desarrollo de un algoritmo que permita determinar la temperatura de la superficie.

El método propuesto para la resolución de la ecuación (3.41) consiste básicamente en un procedimiento de tanteo, en el cual se ingrese un valor supuesto de la temperatura de la superficie que permita determinar el valor del coeficiente de convección, obteniendo así un nuevo valor de la temperatura de la superficie. Si el valor ingresado es igual al valor de salida entonces se concluye la iteración y el valor ingresado será el valor correcto. En otras palabras

$$T_{S,out} = \frac{Q_N \cdot L_1}{h|_{T_{S,in}}} + T_\infty$$

Luego si

$$T_{S,out} \approx T_{S,in}$$

Entonces

$$T_S = T_{S,in}$$

La figura A.1 muestra el procedimiento de tanteo descrito anteriormente, presentado como un algoritmo. Mediante el uso de este algoritmo es posible finalmente obtener la temperatura de la superficie necesaria para el uso de las ecuaciones 3.32 y 3.33.

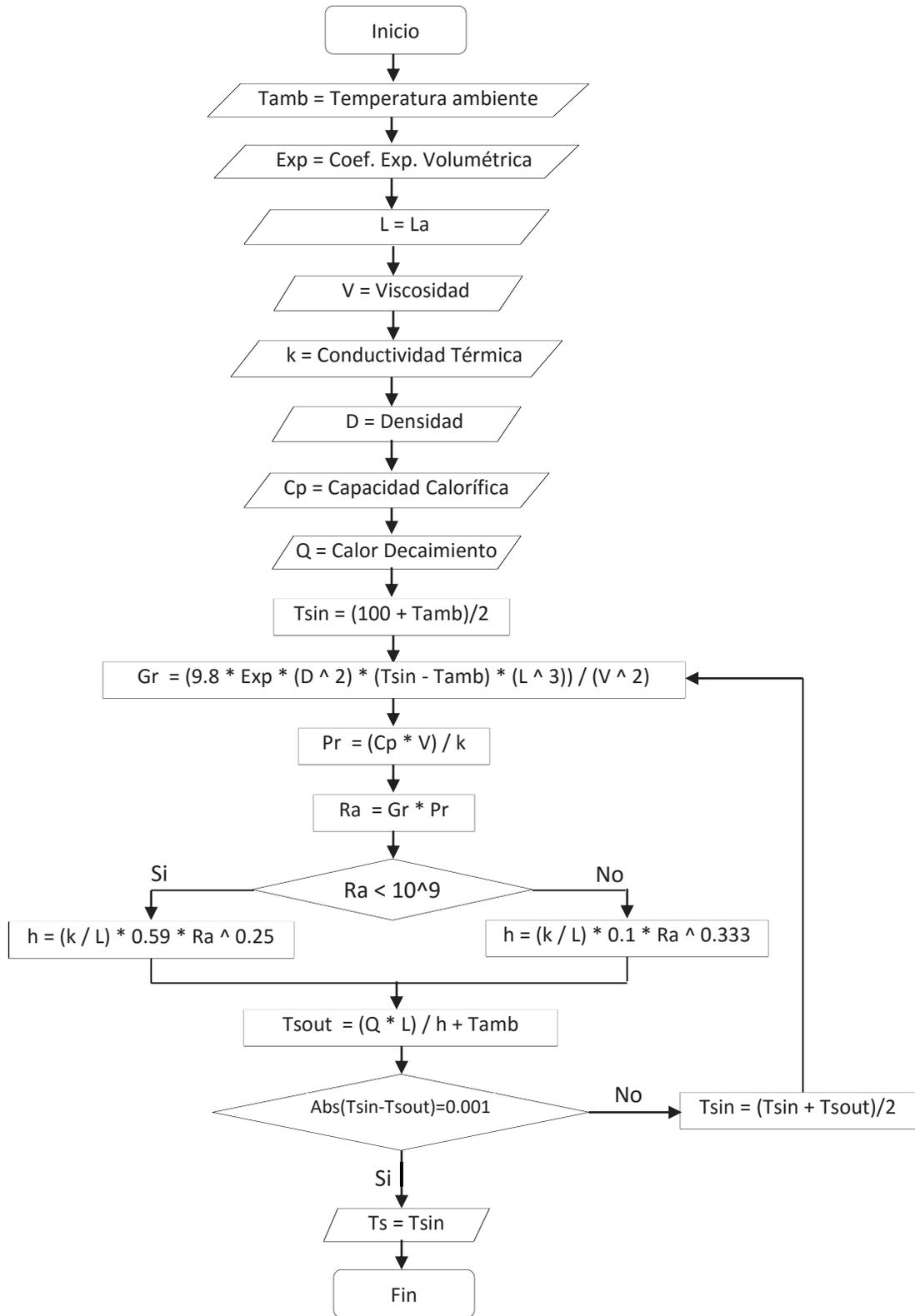


Figura A.1: Algoritmo de cálculo para la estimación de la temperatura de la superficie.

A continuación la tabla A.4 presenta los parámetros utilizados en las ecuaciones (3.32), (3.33) y (3.41) necesarios para obtener el perfil de temperatura requerido. Para la densidad de potencia debido al calor de decaimiento se considerará un valor constante cercano a un 6.00% de la densidad de potencia generada producto del proceso fisión \bar{P} . Este porcentaje considera la aplicación de la ecuación 3.4, con un tiempo transcurrido de un segundo, luego de un tiempo de irradiación de 22 horas.

Parámetro	Magnitud	Unidad
Densidad de Potencia	7147334.31	[W/m ³]
Temperatura medio	45.00	[°C]
Coefficiente expansividad vol. [*]	0.000207	[°C ⁻¹]
Largo característico	0.0037	[m]
Viscosidad refrigerante	0.00089	[kg/m s]
Conductividad térmica del refrigerante [*]	0.659	[W/m °C]
Densidad refrigerante	1000.00	[kg/m ³]
Capacidad calorífica refrigerante	4184.00	[J/kg °C]
Conductividad térmica del meat [**]	14.00	[W/m °C]
Conductividad térmica del recubrimiento	237.00	[W/m °C]
L ₁	0.305	[mm]
L ₂	0.765	[mm]

Tabla A.4: Parámetros utilizados. ([*] Valores extraídos de: Manual del Ingeniero Químico de Perry, 8° Edición, McGraw-Hill ,2008 ; [**] Conductividad térmica del meat extraído de la publicación: Thermal conductivities of U3Si and U3Si2-Al dispersión fuels, Argonne National Lab, 1985).

Análisis de sensibilidad

De manera anexa al cálculo del perfil de temperatura resulta conveniente entonces el desarrollo de un análisis de sensibilidad. Un análisis de sensibilidad permite determinar cuál es el parámetro crítico de un sistema, es decir aquella variable que más lo afecta, mediante la estimación de la desviación del resultado producida por la variación de dicho parámetro.

La tabla A.5 muestra la desviación porcentual de la temperatura del centro del meat en base a la variación en $\pm 20\%$ de la densidad de potencia, la distancia entre el centro de la placa

y la superficie del meat (L_1), y la distancia entre el centro de la placa y la superficie del recubrimiento de aluminio (L_2); considerando además que la temperatura del centro del meat sin modificar alguno de los tres parámetros descritos previamente es de 48.051 [°C]. El método para evaluar la sensibilidad de las variables es mediante Ceteris Paribus, es decir, se altera uno de los parámetros manteniendo el valor de los otros constantes.

Parámetro (X)	$T_{\text{meat}}(0.8X)$	Desv.	$T_{\text{meat}}(1.2X)$	Desv.
Densidad Potencia [W/m^3]	47.552	1.03848	48.532	1.00102
L_1 [m]	47.548	1.04680	48.537	1.01143
L_2 [m]	48.050	0.00208	48.053	0.00416

Tabla A.5: Desviación de la temperatura del centro del meat respecto a su valor estándar (48.051 [°C]) según la variación de los distintos parámetros.

De los resultados obtenidos se desprenden dos conclusiones importantes. En primer lugar, la mayor desviación se obtiene con la variación de la distancia L_1 , lo que convierte a este parámetro en la variable más sensible del sistema y por lo tanto, la que mayor efecto tendrá en la temperatura del meat.

Sin embargo, para todos los casos una variación de $\pm 20\%$ resultó en desviaciones apenas superiores a un 1%. Lo anterior implica en otras palabras que el sistema es prácticamente insensible a la alteración de los distintos parámetros. Esto quiere decir que el sistema posee además una buena tolerancia ante eventuales modificaciones existentes en las variables asociadas.

A.3 Determinación del tamaño de las columnas de intercambio iónico

La siguiente sección tiene por finalidad establecer el volumen de resinas de intercambio iónico que deben utilizarse para la retención completa de los productos de fisión. Previo al desarrollo de los cálculos necesarios, se definirán algunos parámetros relativos a las resinas disponibles y las características de los productos de fisión a extraer.

Con respecto a este último punto, es importante tener en mente que el proceso de fisión nuclear produce no solo una importante variedad de especies, sino que además una serie de isótopos de los mismos. Esto conduce a la necesidad seleccionar aquellos productos de fisión que sean más representativos del proceso completo, ya que de todos los radionúclidos producidos, gran parte de ellos decaerán completamente en cuestión de horas, minutos o incluso segundos.

Para el proceso de selección de los productos de fisión que deben ser retirados, se tomó en cuenta dos parámetros principales. En primer lugar, se incluyeron solo aquellas especies que tuvieran un rendimiento de fisión acumulativo mayor a un 1%. En segundo lugar, y luego de analizar la cadena de decaimiento de todas las especies, se seleccionaron aquellas que tuvieran un periodo de semidesintegración mayor a un año; o bien, a las especies finales de cada cadena de decaimiento que son productos estables.

El segundo parámetro responde a la necesidad de abarcar solo aquellos productos de fisión que se encontrarán presentes en el sistema el tiempo suficiente como para desarrollar la operación, teniendo presente que se espera que el sistema opere de forma continua el tiempo suficiente como para asegurar que la totalidad de los productos de fisión han sido retenidos por el sistema.

La tabla 3.3 presenta todas las especies que poseen un rendimiento másico acumulativo mayor a un uno por ciento para la reacción de fisión de ^{235}U inducido con un neutrón térmico, con sus respectivos periodos de semidesintegración. Las especies que se encuentran destacadas son aquellas que han alcanzado la estabilidad o que poseen un periodo de semidesintegración superior a un año, cumpliendo así los dos parámetros requeridos.

La suma de los rendimientos másicos de los productos de fisión que cumplen ambos parámetros alcanza un valor de 70.2%. Esto implica que del total de productos de fisión que se

generan en el elemento combustible, se podrán realizar cálculos exactos para aproximadamente un 70% de ellos. Para el 30% se realizarán estimaciones extrapolando los resultados obtenidos con los cálculos realizados para el 70% de los productos de fisión.

La tabla A.6 muestra el estado de oxidación más común para las especies que resultaron ser las más representativas como productos de fisión del ^{235}U . El estado de oxidación de estos metales permite determinar el peso equivalente de cada especie, necesario para el cálculo de la cantidad de resina requerida.

Como se mencionó previamente, la resina de intercambio iónico que se dispone en las instalaciones de la Comisión Chilena de Energía Nuclear son las resinas Amberlite IRN-150. Estas resinas poseen un lecho mixto que permite la extracción simultánea de cationes y aniones desde una solución. Algunas propiedades de esta resina se presentan en la tabla A.7.

Especie	Estado de Oxidación	Peso equivalente [g/eq]
Rubidio	+1	85.5
Estroncio	+2	43.8
Molibdeno	+2	48,0
Tecnecio	+5	39,7
Rodio	+3	34.3
Cesio	+1	132.9
Cerio	+3	46.7
Praseodimio	+3	46.7
Neodimio	+3	48.6
Prometio	+3	48.3
Samario	+3	50.1

Tabla A.5: Estados de oxidación y pesos equivalentes de distintas especies.

Propiedad	Resina catiónica	Resina aniónica
Matriz	Copolímero de estireno y divinilbenceno	
Densidad de la resina seca	690 [g/L]	
Grupo funcional	Ácido Sulfónico	Trimetilamonio
Ion liberado	H ⁺	OH ⁻
Capacidad de intercambio	1.9 [eq/L]	1.2 [eq/L]
Tamaño partícula	0.60 – 0.70 [mm]	0.58 – 0.68 [mm]

Tabla A.7: Propiedades de la resina de lecho mixto Amberlite IRN-150.

Con la información disponible entonces, es posible determinar la cantidad de resina que se necesita para remover completamente los productos de fisión destacados que figuran en la tabla 3.3. Para ello se utilizará la siguiente ecuación

$$V_{resina} = \frac{\sum_i \frac{\eta_i \cdot G}{PE_i}}{Q_{resina}} \quad (A.2)$$

Dónde:

- η_i : Rendimiento de fisión para la especie i
- G : Masa de combustible quemado [g]
- PE_i : Peso específico de la especie i [g/eq]
- Q_{resina} : Capacidad de intercambio de la resina [eq/L]

Para la masa de combustible quemado (G) se consideró el máximo porcentaje de quemado permisible para un elemento combustible que corresponde a un 50%. De esta manera es posible asegurar que la resina de intercambio iónico será capaz de retener la máxima cantidad de productos de fisión que un elemento combustible podría liberar. Considerando que la masa de ^{235}U en un elemento combustible es de 214.80 [g], entonces $G = 107.4$ [g].

En la tabla A.8 se muestra el cálculo de los productos de fisión en unidades de equivalentes con sus respectivas desviaciones. Luego la sumatoria de la ecuación A.2, nos permite conocer el valor total de los equivalentes que corresponden al 70% de los productos de fisión que existirán en solución.

Especie	P. equivalente [g/eq]	Rendimiento de fisión		Productos de fisión [g]		Productos de fisión [eq]	
⁸⁵ Rb	85.5	1.303 ±	0.012	1.399 ±	0.013	0.016 ±	0.000
⁹⁰ Sr	43.8	5.730 ±	0.130	6.154 ±	0.014	0.141 ±	0.000
⁹⁵ Mo	48.0	6.498 ±	0.072	6.979 ±	0.077	0.145 ±	0.002
⁹⁹ Tc	39.7	6.132 ±	0.092	6.586 ±	0.099	0.166 ±	0.002
¹⁰³ Rh	34.3	3.103 ±	0.084	3.333 ±	0.090	0.097 ±	0.003
¹³¹ Xe	-	2.878 ±	0.043	4.592 ±	0.046	-	-
¹³² Xe	-	4.276 ±	0.032	3.091 ±	0.034	-	-
¹³³ Cs	132.9	6.600 ±	0.110	7.088 ±	0.118	0.053 ±	0.001
^{135m} Cs	132.9	6.622 ±	0.069	7.112 ±	0.074	0.054 ±	0.001
¹³⁷ Cs	132.9	6.221 ±	0.069	6.681 ±	0.074	0.050 ±	0.001
¹⁴⁰ Ce	46.7	6.315 ±	0.095	6.782 ±	0.102	0.145 ±	0.002
¹⁴¹ Pr	46.7	5.860 ±	0.150	6.294 ±	0.161	0.135 ±	0.003
¹⁴⁴ Nd	48.6	5.475 ±	0.055	5.880 ±	0.059	0.121 ±	0.001
¹⁴⁷ Pm	48.3	2.232 ±	0.040	2.397 ±	0.043	0.050 ±	0.001
¹⁴⁹ Sm	50.1	1.053 ±	0.021	1.131 ±	0.023	0.023 ±	0.000

Tabla A.8: Cálculo de los productos de fisión con su respectiva desviación.

Luego

$$\sum_i \frac{\eta_i \cdot G}{PE_i} = 1.196 \pm 0.017 [eq]$$

Un detalle importante que fue mencionado al principio de esta sección y que se puede apreciar en la tabla A.8 consiste en que el Xenon, que es un gas noble, posee un estado de oxidación igual a cero y por lo tanto su peso equivalente tiende al infinito. Esto implica que los isótopos del Xenon, al carecer de carga, no participarán del intercambio iónico, por lo que no podrán ser extraídos. Sin embargo, dado que ambos isótopos se consideran estables, no existe riesgo de irradiación por parte de estas especies, y por lo tanto pueden ser liberados a la atmósfera.

Considerando la capacidad de la resina catiónica, a partir de la tabla A.7

$$Q_{resina} = 1.9 \left[\frac{eq}{L} \right]$$

Utilizando la ecuación A.2, podemos determinar la cantidad de resina requerida para la extracción del 70% de los productos de fisión.

Reemplazando los valores entonces

$$V_{resina} = 0.629 \pm 0.009 [L]$$

Para el 30% restante de productos de fisión se debe conocer el valor del peso atómico promedio. Para ello se utilizará la ecuación 3.44. Reemplazando los valores en la ecuación se obtiene

$$\bar{A} = 124.04$$

Luego, considerando que el peso atómico promedio es aproximadamente igual al número másico promedio de las especies

$$\overline{PM} = 124.04 \left[\frac{g}{mol} \right]$$

Para obtener el peso equivalente promedio se necesita conocer el estado de oxidación promedio del conjunto de especies que conforman los productos de fisión que no superan un rendimiento superior a un 1%.

Con el objeto de no subdimensionar el sistema, conviene seleccionar un estado de oxidación relativamente alto, dado que el volumen de resina que se debe utilizar es directamente proporcional al estado de oxidación de las especies a retener. En ese sentido y dados los estados de oxidación de los núclidos que figuran en la tabla A.6, se asumirá un estado de oxidación promedio de +3.

Entonces, el peso equivalente promedio será

$$\overline{PE} = 41.35 \left[\frac{g}{eq} \right]$$

Luego, se puede calcular la cantidad de resina necesaria para la retención del 30% de productos de fisión restantes.

$$V'_{resina} = \frac{0.3 \cdot G}{\overline{PE} \cdot Q_{resina}} \quad (A.3)$$

Reemplazando los valores en la ecuación A.3

$$V'_{resina} = 0.410 [L]$$

Finalmente, se puede conocer el volumen total teórico requerido de resinas para la retención completa de los productos de fisión

$$V_{teórico} = (0.629 + 0.410) [L]$$

$$V_{teórico} = 1.039 [L]$$

Por motivos de seguridad radiológica y dado el bajo impacto en cuanto a la economía del proceso, conviene sobredimensionar la cantidad de resina a utilizar mediante la aplicación de un factor de seguridad, de manera tal de asegurar la remoción completa de los productos de fisión durante la operación del sistema. En este caso se utilizará un factor de seguridad de 2. Por lo tanto el volumen real de resinas de intercambio iónico será

$$V_{real} = (2 \cdot 1.039) [L]$$

$$V_{real} \approx 2.100 [L]$$

A.4 Determinación de la velocidad crítica del refrigerante

A continuación se calculará la velocidad crítica del refrigerante para los canales de los elementos combustibles utilizados en el reactor RECH-1 y se estimará la posibilidad de que esta velocidad sea alcanzada. La configuración de válvulas más idónea para que éste fenómeno ocurra, según la numeración de éstas, descrita en la figura 3.9 sería

Válvula	Disposición
V-1	Abierta
V-2	Abierta
V-3	Cerrada
V-4	Abierta
V-5	Cerrada
V-6	Cerrada
V-7	Cerrada
V-8	Cerrada
V-9	Cerrada
V-10	Cerrada
V-11	Cerrada
V-12	Cerrada
V-13	Cerrada
V-14	Cerrada
V-15	Cerrada
V-16	Cerrada
V-17	Cerrada
V-18	Abierta
V-19	Cerrada
V-20	Abierta
V-21	Cerrada
V-22	Cerrada
V-23	Cerrada
V-24	Cerrada

Tabla A.9: Disposición de válvulas con mayor caudal en un elemento combustible

La tabla A.9 muestra la configuración de válvulas del circuito hidráulico del sistema de confinamiento para el cual pasaría un mayor caudal a través de los canales de un elemento combustible, que es cuando se realiza un bypass a los filtros de resinas de intercambio iónico y el caudal total se transporta solo a través de un elemento combustible. Esta suposición tiene su fundamento, considerando el comportamiento observado de la curva de operación en las figuras 3.22 y 3.23.

Para el cálculo de la velocidad crítica del refrigerante es necesario conocer las dimensiones de las placas de un elemento combustible; así como el módulo de elasticidad y la razón de Poisson para el aluminio, datos necesarios para utilizar la ecuación 3.60. La tabla A.10 muestra las dimensiones requeridas, en tanto que la tabla A.11 muestra los datos de las propiedades del aluminio.

Dimensión	Medida
Espesor de la placa	1.53 [mm]
Ancho de la placa	69.80 [mm]
Espesor del canal de flujo	1.80 [mm]

Tabla A.10: Dimensiones de las placas de elementos combustibles.

Parámetro	Magnitud
Módulo de Elasticidad	7.00E+10 [Pa]
Razón de Poisson	0.33

Tabla A.11: Propiedades del aluminio. / Valores extraídos de: Manual del Ingeniero Químico de Perry, 8° Edición, McGraw-Hill, 2008.

Reemplazando los datos en la ecuación 3.60 se obtiene

$$v_c = 23.96 \left[\frac{pie}{s} \right] \left(7.30 \left[\frac{m}{s} \right] \right)$$

Una forma sencilla de conocer si el sistema puede alcanzar la velocidad crítica es determinando el caudal máximo que puede proporcionar la bomba utilizada, dato que se puede obtener fácilmente a partir de la curva característica, en la figura 3.20.

Dado que la curva característica solo provee datos del sistema para un caudal hasta 0.098 [pie³/s], se realizará una extensión de la curva mediante una regresión polinómica de sexto grado, para el cual la regresión alcanza un coeficiente de determinación cercano a la unidad.

Luego, el caudal máximo que puede alcanzar la bomba, es decir, cuando la altura manométrica de la bomba llega a cero, es de:

$$Q_{max} = 0.1302 \left[\frac{pie^3}{s} \right]$$

Por otro lado, para calcular la velocidad máxima del refrigerante, es necesario determinar el área transversal por donde pasa el fluido. Este valor puede estimarse mediante la expresión

$$A_{refrigerante} = A_{confinamiento} - n_{placas} \cdot A_{placa} \quad (A.4)$$

Donde n_{placas} corresponde al número de placas en un elemento combustible. Considerando que cada elemento combustible se compone de 16 placas, que el confinamiento tiene un diámetro de 170 [mm], y las dimensiones de las placas presentadas en la tabla A.17, entonces:

$$A_{refrigerante} = \left(\frac{(170)^2 \cdot \pi}{4 \cdot (304.8)^2} - (16 - 1) \cdot \frac{1.53 \cdot 69.80}{(304.8)^2} \right) [pie^2]$$

$$A_{refrigerante} = 0.226 [pie^2]$$

Finalmente se calcula la velocidad máxima del refrigerante mediante la expresión

$$v_{max} = \frac{Q_{max}}{A_{refrigerante}} \quad (A.5)$$

Reemplazando los valores se obtiene

$$v_{max} = 0.576 \left[\frac{pie}{s} \right]$$