



UNIVERSIDAD NACIONAL AUTONOMA
DE MEXICO

2er

FACULTAD DE ESTUDIOS SUPERIORES
"ZARAGOZA"

"ANALISIS DEL SISTEMA DE ENFRIAMIENTO EN
EL CORAZON DE UN REACTOR NUCLEAR
UTILIZANDO UN REFRIGERANTE ORGANICO"

T E S I S

QUE PARA OBTENER EL TITULO DE
INGENIERO QUIMICO
P R E S E N T A
SALVADOR ARAUJO BUENROSTRO

ASESOR: ING. MARCO ANTONIO MIRANDA RIVERA

ENERO 1998

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

257506



UNAM – Dirección General de Bibliotecas Tesis Digitales Restricciones de uso

DERECHOS RESERVADOS © PROHIBIDA SU REPRODUCCIÓN TOTAL O PARCIAL

Todo el material contenido en esta tesis está protegido por la Ley Federal del Derecho de Autor (LFDA) de los Estados Unidos Mexicanos (México).

El uso de imágenes, fragmentos de videos, y demás material que sea objeto de protección de los derechos de autor, será exclusivamente para fines educativos e informativos y deberá citar la fuente donde la obtuvo mencionando el autor o autores. Cualquier uso distinto como el lucro, reproducción, edición o modificación, será perseguido y sancionado por el respectivo titular de los Derechos de Autor.



UNIVERSIDAD NACIONAL
AVENIDA DE
MEXICO

FACULTAD DE ESTUDIOS
SUPERIORES *ZARAGOZA*

JEFATURA DE LA CARRERA
DE INGENIERIA QUIMICA

OF/IQ/JU/082/054/95

SALVADOR ARAUJO BUENROSTRO
P R E S E N T E.

En respuesta a su solicitud de asignación de jurado para el Examen Profesional, les comunico que la Jefatura a mi cargo ha propuesto la siguiente designación:

PRESIDENTE: ING. ALEJANDRO ROGEL RAMIREZ
VOCAL: ING. MARCO ANTONIO MIRANDA RIVERA
SECRETARIO: ING. ING. SALVADOR GALLEGOS RAMALES
SUPLENTE: ING. FRANCISCO MANDUJANO ORTIZ
SUPLENTE: ING. ING. JOSE BENJAMIN RANGEL GRANADOS

A T E N T A M E N T E
"POR MI RAZA HABLARA EL ESPIRITU"

México, D.F., 9 de Noviembre 1995


ING. JOSE BENJAMIN RANGEL GRANADOS
JEFE DE LA CARRERA

Irm

TABLA DE CONTENIDO

1. INTRODUCCION Y OBJETIVOS
2. REACTOR NUCLEAR OCR-500
 - 2.1 DESCRIPCION GENERAL
 - 2.2 ESQUEMATIZACION DEL REACTOR
3. REFRIGERANTES ORGANICOS
 - 3.1 ELECCION DEL REFRIGERANTE
 - 3.2 PROPIEDADES DEL REFRIGERANTE
 - 3.2.1 Propiedades Químicas
 - a) Composición
 - b) Peso molecular
 - c) Impurezas
 - d) Solubilidad de gases
 - e) Flamabilidad
 - f) Toxicidad
 - 3.2.2. Propiedades Físicas
 - a) Calor específico
 - b) Conductividad térmica
 - c) Densidad
 - d) Presión de vapor
 - e) Viscosidad
 - 3.3 FENOMENO DE DESCOMPOSICION DEL REFRIGERANTE
 - 3.3.1. Descripción General
 - 3.3.2. Modelo de Descomposición

3.3.3. Reprocesamiento del Refrigerante

3.4. FENOMENO DE LA INCRUSTACION

3.4.1. Descripción del Fenómeno

3.4.2. Tipos de Incrustación

3.4.3. Parámetros que afectan la Incrustación

- a) Parámetros químicos
- b) Parámetros físicos

3.4.4. Planteamiento de un Modelo para el Fenómeno de la Incrustación

- a) Modelo físico
- b) Tipos de mecanismo
- c) Parámetros termohidrodinámicos
 - c1. *Parámetros hidrodinámicos*
 - c2. Parámetros térmicos
- d) Incrustación por transferencia de masa
 - d1. Mecanismo de transferencia
 - d2. Formulación y descripción matemática
- e) Incrustación por partículas
 - e1. Transporte de partículas a la pared
 - e2. Formulación y descripción matemática
- f) Consideraciones en el reactor nuclear

3.4.5. Control del Fenómeno de la Incrustación.

4. ASPECTOS TEMOHIDRAULICOS GENERALES EN EL REACTOR OCR-500

4.1. GENERACION DE CALOR EN EL REACTOR NUCLEAR

- 4.1.1. Generación de Calor en el Elemento de Combustible
- 4.1.2. Generación de Calor en el Corazón del Reactor
- 4.1.3. Generación de Calor en Condiciones Especiales
 - a) Flux de calor crítico

- b) Apagado del reactor

4.2. TRANSFERENCIA DE CALOR EN EL CORAZON DEL REACTOR NUCLEAR

4.2.1. Transferencia de Calor por Conducción

4.2.2 Transferencia de Calor por Convección Forzada

- a) Coeficientes de transferencia de calor
- b) Distribución axial de la temperatura

4.3. ELIMINACION DEL CALOR GENERADO Y CAPACIDAD DE BOMBEO EN EL REACTOR

4.3.1. Descripción General

4.3.2. Evaluación en el Corazón del Reactor

- a) Factor de fricción
- b) Caída de presión
- c) Relación entre la capacidad de bombeo y el calor removido

5. CONCLUSIONES

6. BIBLIOGRAFIA

1.- INTRODUCCION Y OBJETIVOS

Como se sabe, una de las preocupaciones del hombre desde sus inicios ha sido la obtención de energía para su bienestar, pero en los últimos años se ha hecho una necesidad insustituible e indispensable, no sólo para la comodidad del ser humano en sí, sino para la transportación, la producción industrial, la fabricación de ropa; en el crecimiento, la preparación y el almacenamiento de comida, es decir tiene un uso extensivo en todas ó en casi todas las actividades de las sociedades actuales, es una característica de cualquier sociedad altamente desarrollada ó en vías de desarrollo.

Por lo que el consumo de energía ha ido en aumento a un ritmo acelerado, en cuatro veces el crecimiento poblacional. De lo anterior surge el interés de obtener nuevas fuentes de energía, ya que las fuentes actuales tales como el petróleo, el gas natural y el carbón vegetal que son el 93% del suministro de energía mundial, se prevee que tendrá una duración aproximada de 50 a 80 años, lo que los hace casi incosteables, aún tomando en cuenta el bajo costo de procesamiento de estos materiales y aún con el descenso del precio como materia prima en los últimos años, debido a ser un recurso no renovable y estar en vías de extinción.

De esta preocupación, hace cinco décadas surgió una fuente alternativa de energía con grandes posibilidades de éxito, la ENERGIA NUCLEAR, que en la actualidad representa el 5% del suministro de energía en el mundo pero con una tendencia clara a aumentar su contribución; junto con otras fuentes de energía, como la solar y la geotérmica se cree serán las tres principales fuentes de energía en los próximos años.

Una de las ventajas de la energía nuclear es que permite ahorrar valiosos tesoros en forma de carbón, gas natural ó petróleo, los que podrían transformarse mejor en otros productos tales como: polímeros, fibras artificiales, ropa, alimentos ó medicamentos, que son de más utilidad en esta forma que el desperdiciarlos quemándolos. Otra ventaja es que no contamina el aire con sustancias tóxicas como el óxido de azufre ó el óxido de nitrógeno, tampoco produce bióxido de carbono, ni provoca la suspensión de partículas.

La utilización de la energía nuclear permite disminuir los costos de operación debido a que utiliza combustibles concentrados, ya que la conversión en energía por unidad de masa es mayor en varios órdenes de magnitud, que los combustibles convencionales. Además con ciertas modificaciones en las características de los sistemas de operación, esta fuente de energía podría ser ilimitada.

Hay que considerar también sus desventajas y tomarlas muy en cuenta; los combustibles usados en estos sistemas tienen que ser removidos con periodicidad para reprocesarlos y recuperar parte del combustible útil, esto genera productos de desperdicio que contienen sustancias radioactivas, las cuales deben ser almacenadas con gran seguridad, para evitar contaminaciones por un tiempo considerable, lo que establece un problema de almacenaje y de seguridad, el cual no ha podido resolverse satisfactoriamente. Otra desventaja es el agotamiento del recurso natural (Uranio y Torio); cuando se descubrió esta nueva fuente de energía se pensó que sería inagotable, debido a su alta grado de conversión y más tarde con el avance tecnológico, con la posibilidad de prolongar la vida del combustible, se siguió con la misma idea, pero pese a ésto el recurso no es ilimitado, tal vez su agotamiento no esté tan cerca como el del petróleo pero algún día llegará y hay que tenerlo presente.

El punto que más controversia ha causado, que podría ser la mayor desventaja de este tipo de energía, es lo relacionado a la seguridad, ya que una posible gran fuga de sustancias radioactivas al medio ambiente podría ser extremadamente peligroso, hasta el punto de ser letal; lo que provoca una supervisión minuciosa y un control de calidad extremadamente exigente para cada uno de los elementos que conforman el sistema, elevando los costos en el diseño, en la construcción y en la operación, principalmente en lo que corresponde a la seguridad, donde el sistema de enfriamiento es punto clave para lograr la máxima seguridad tanto en la operación normal como en condiciones de emergencia.

La preocupación anterior ha motivado a realizar estudios detallados y exhaustivos sobre la seguridad de las plantas nucleares y se ha encontrado que si se mantienen los niveles de calidad apropiados en cada una de las etapas para la construcción de una planta nuclear, los riesgos son bajos y la probabilidad de accidentes en consecuencia, es del mismo orden ó menor a la que pudiera tener una planta que utilizara un combustible convencional, como podría ser el carbón; pero pese a estos estudios la discusión persiste, ya que si se diera el caso de un accidente, las consecuencias serían desastrosas, por lo que hay que seguir realizando investigaciones para reducir los riesgos y aprovechar al máximo las cualidades de esta fuente de energía.

La energía nuclear es un tipo de energía resultante de la descomposición de ciertos átomos mediante el bombardeo con neutrones los que se conoce como fisión nuclear. El aprovechamiento de esta energía fue posible gracias a la creación de un reactor nuclear, el cual es un aparato que lleva a cabo una secuencia de reacciones de fisión nuclear en una forma sostenida (reacción en cadena), de una manera controlada (es decir que la energía generada por la reacción es liberada lentamente mediante el manejo del número de neutrones producidos por la fisión).

Los reactores nucleares son utilizados para la síntesis de materiales fisibles, como de isótopos radioactivos para propósitos especiales (útiles en análisis clínicos y químicos como en aplicaciones industriales), para la generación de potencia térmica y eléctrica, también se utilizan para la investigación; como se puede ver tiene diferentes usos, pero el más importante es la generación de potencia eléctrica debido a que la energía eléctrica es la fuente vital de las sociedades industrializadas ya que por medio de ella se mueven la mayoría de las industrias, se alimenta a las computadoras, se suministran servicios a la comunidad, en resumen, permite mantener con vida casi todas, por no decir todas las actividades (investigación, Tecnología, Industria, Servicios Médicos, etc...) de las sociedades actuales. La importancia del reactor nuclear como generador de potencia eléctrica, se acrecienta debido a que el déficit de este tipo de energía ya es crítico, por las exigentes necesidades requeridas por la humanidad, y unido a esto, las fuentes tradicionales para esta función han llegado casi a su límite; por lo tanto éste toma un papel sumamente relevante en la tecnología actual.

Cuando el reactor nuclear se utiliza para la generación de potencia eléctrica, lo que sucede es que se aprovecha el calor generado por reacción de fisión nuclear, para producir el vapor ó el gas necesario para alimentar la turbina que moverá el equipo generador de electricidad. De lo anterior se puede apreciar que el reactor nuclear es un generador de calor, el cual debe ser removido continuamente de alguna manera, por lo que hay que hacer circular refrigerante a través del reactor, dando origen a la creación de un sistema de enfriamiento ó refrigeración para manejar lo mejor posible este calor.

Debido a que la cantidad de potencia eléctrica generada no depende de las características nucleares sino de las consideraciones térmicas, se hace notorio el realizar estudios sobre el sistema de enfriamiento, lo que representa establecer análisis más detallados sobre diferentes tipos de sistemas de enfriamiento, así como de diferentes tipos

de refrigerantes con el objeto de mejorar la eficiencia del reactor. Es decir, hay que encontrar ó determinar las características y condiciones de permitan remover el calor generado con un gran porcentaje de ventajas y con el mínimo de problemas.

Del planteamiento general descrito en los párrafos anteriores se hace evidente el investigar este tipo de reactores, ya que son una fuente de energía alterna de gran importancia: Buscando la mejor opción , tanto en ventajas técnicas como económicas. Varios países en el mundo han realizado diferentes estudios e investigaciones sobre una serie de refrigerantes como de sistemas de enfriamiento; uno de estos países es Canadá, que mediante el Whiteshell Nuclear Research Establishment ha planteado un reactor para la generación de potencia eléctrica, que utiliza como refrigerante una sustancia orgánica, el OCR-500. Se piensa que este reactor podrá tener un éxito comercial en años venideros, según los reportes emitidos por dicha institución (refs. (54), (61), (81) y (96)).

El diseño del OCR-500 plantea las siguientes características sobresalientes:

- 1) La obtención de una alta temperatura del refrigerante primario a una baja presión.
- 2) Libertad en el uso de materiales estructurales y combustibles, no compatibles en otros casos.
- 3) Mejoramiento de las eficiencias térmicas y de las condiciones de operación.
- 4) Ventajas importantes en los costos.

Tomando en consideración lo descrito hasta este momento en esta sección y de manera directa los dos últimos párrafos, junto con toda la información que va detrás de ello; después de analizarlo de una manera conciente, se decidió realizar un análisis de la transferencia de calor en un reactor nuclear, utilizando como tal el OCR-500, debido a sus cualidades. Enfocándose el análisis hacia el sistema de enfriamiento ya que como se mencionó, es el punto importante tanto para la función principal del reactor como para la

seguridad del mismo; siendo además éste un campo donde la ingeniería Química tiene una fuerte intervención, lo que es de sumo interés para el propósito final de este trabajo.

En la figura y se puede observar que el sistema de enfriamiento puede dividirse en varias secciones, desde un punto de vista personal la sección más relevante está en el corazón del reactor nuclear, donde se encuentran los canales de refrigeración por donde circula el refrigerante primario y está el combustible que es la fuente de energía

En consecuencia, el problema que se genera y se pretende estudiar, es el poder separar y distinguir los elementos que conforman la transferencia de calor en el canal de refrigeración (el cual está subdividido en subcanales por un haz de tubos) para poder plantear y conocer los fundamentos del fenómeno

Para poder llevar a cabo lo mencionado en el párrafo anterior de una manera clara y directa, se establecieron los siguientes objetivos:

- a) Determinar la transferencia de calor en los subcanales
- b) Plantear las ecuaciones que describen el fenómeno de la convección forzada turbulenta en el canal de refrigeración
- c) Plantear las posibles soluciones de las ecuaciones obtenidas en los puntos anteriores
- d) Aplicar los objetivos anteriores a un refrigerante orgánico, utilizando como tal el HB-40 y/o el Santowax-R (substancias orgánicas formadas por una mezcla de terfeniles).

El trabajo presente está conformado desde un punto de vista global, en el manejo de los conceptos, por dos partes para desarrollo del análisis y por una para la finalización del mismo.

La primera parte permite aclarar y establecer las características generales de los elementos que rodean al canal de refrigeración, lo que da como consecuencia una mejor situación del problema y por lo tanto la comprensión del mismo. Esta parte abarca el capítulo 2 y parte del capítulo 3 (hasta la sección 3.2), en donde se describen de una forma general las características, tanto de la planta eléctrica y el reactor OCR-500, como de los refrigerantes seleccionados las cuales serán de suma utilidad en el desarrollo del análisis.

En la segunda parte, se separan y estudian los principales parámetros, que se dan en el corazón del reactor nuclear durante la operación del mismo; tal como la proporción de incrustación, el flux de calor, las temperaturas de operación, el factor de fricción, etc. es decir, da los elementos que permitirán plantear un estudio más profundo del problema. Esta parte está comprendida en el capítulo 4 y las secciones finales del capítulo 3.

La última parte, expone las observaciones, las conclusiones y las recomendaciones más relevantes obtenidas en el desarrollo de este análisis.

Para finalizar este capítulo introductorio, se desea que el desarrollo de este análisis sea de gran utilidad a toda persona interesada en la aplicación de los conocimientos de la carrera de Ingeniería Química.

2.- REACTOR NUCLEAR OCR-500

Para poder entender y visualizar mejor el espacio donde ocurre el fenómeno de la transferencia de calor, es necesario dar a conocer una breve descripción del reactor nuclear, así como de los elementos que junto con él conforman la planta eléctrica. Esta descripción permitirá aclarar y delimitar perfectamente tanto el área ó sección específica donde se aplicará el análisis, como los parámetros que serán de utilidad para el desarrollo del mismo. Este capítulo cumple con esta función tan importante; si la descripción que se dará a continuación no esclarece totalmente el campo de acción ó se requiere más información, se pueden consultar las siguientes referencias: (61), (67), (81) y (96).

2.1.- DESCRIPCION GENERAL.

La estación está diseñada para suministrar 500 MW(e) de energía eléctrica, los principales componentes son: el reactor nuclear, el sistema primario de transferencia de calor, el sistema moderador ó más específica el sistema de circulación del moderador y el sistema de carga del combustible, todos ellos están contenidos en un edificio de forma cilíndrica, construido de concreto pre-esforzado, ver fig. 1, el cual está diseñado para una presión de 225 kPa (32.63 psi).

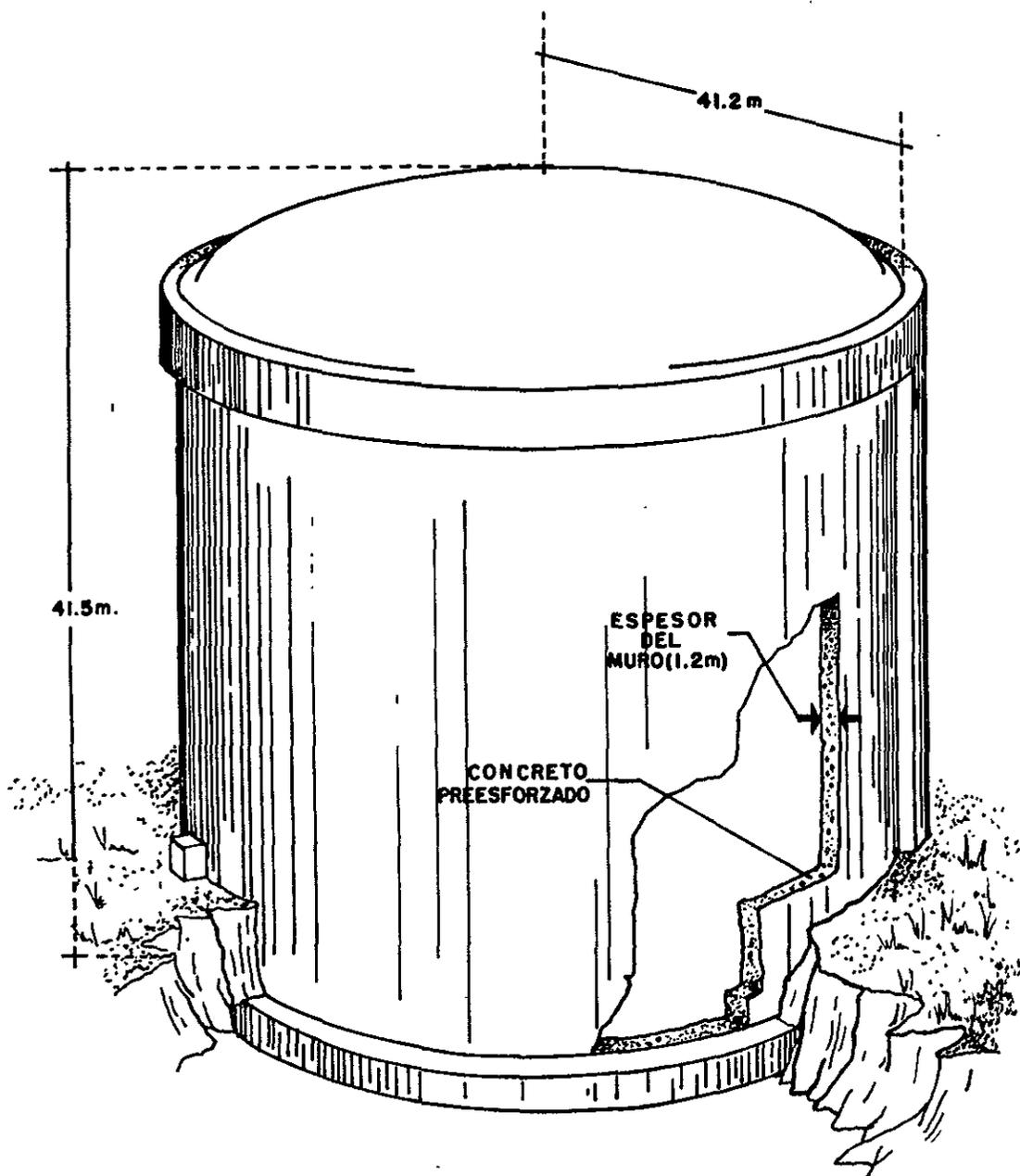


FIG. 1.- EDIFICIO DEL REACTOR OCR-500.

El edificio cuenta con un sistema reductor de presión y con un sistema contra incendios; la función del primero es la de reducir la presión dentro del edificio lo más cerca a la atmosférica, en el caso de una ruptura accidental en el sistema secundario de transferencia de calor (sistema que maneja el vapor de agua); el segundo entra en acción en el caso de una ruptura accidental del sistema primario de transferencia de calor (sistema que maneja el refrigerante orgánico), es decir en el caso de una fuga ó pérdida accidental del refrigerante orgánico, ya que sus vapores son altamente inflamables. El sistema reductor de presión lleva a cabo su función mediante un rociador de agua, el sistema contra incendios lo realiza mediante el rociado de una sustancia llamada HALON 1301, que es un hidrocarburo halogenado (CF_3Br) no tóxico, bajas concentraciones de esta sustancia previenen cualquier inicio de fuego y altas concentraciones lo suprimen totalmente

Comenzando la descripción de los componentes tenemos, que el reactor está localizado en el centro del edificio y alineado en forma vertical para permitir la carga y descarga del combustible por la parte superior; el reactor consiste de un recipiente cilíndrico llamado calandria, construido de acero inoxidable austenítico, el cual alberga al moderador, al reflector y al corazón del reactor nuclear (ver fig. 4); además, junto con una estructura de concreto forman los blindajes de protección. El corazón del reactor está constituido por las estructuras de los canales de refrigeración, que son unos tubos concéntricos, que atraviesan el reactor axialmente de lado a lado. Al tubo externo se le denomina calandria, el cual está elaborado con una aleación de zirconio, tiene un diámetro interno de 121 mm., y un espesor de 1.1 mm. Al tubo interno se le denomina de presión, también elaborado con una aleación de zirconio, tiene un diámetro de 103.4 mm y un espesor de 2.5 mm.; por este tubo circula el refrigerante y en el cual se encuentra el ensamble de combustible. Ambos tubos están sujetos a las protecciones terminales, tanto superior como inferior por sus conexiones respectivas.

Los canales de refrigeración están acomodados en el corazón del reactor de una forma rectangular (cuadrada) con una separación entre canal y canal de 286 mm.

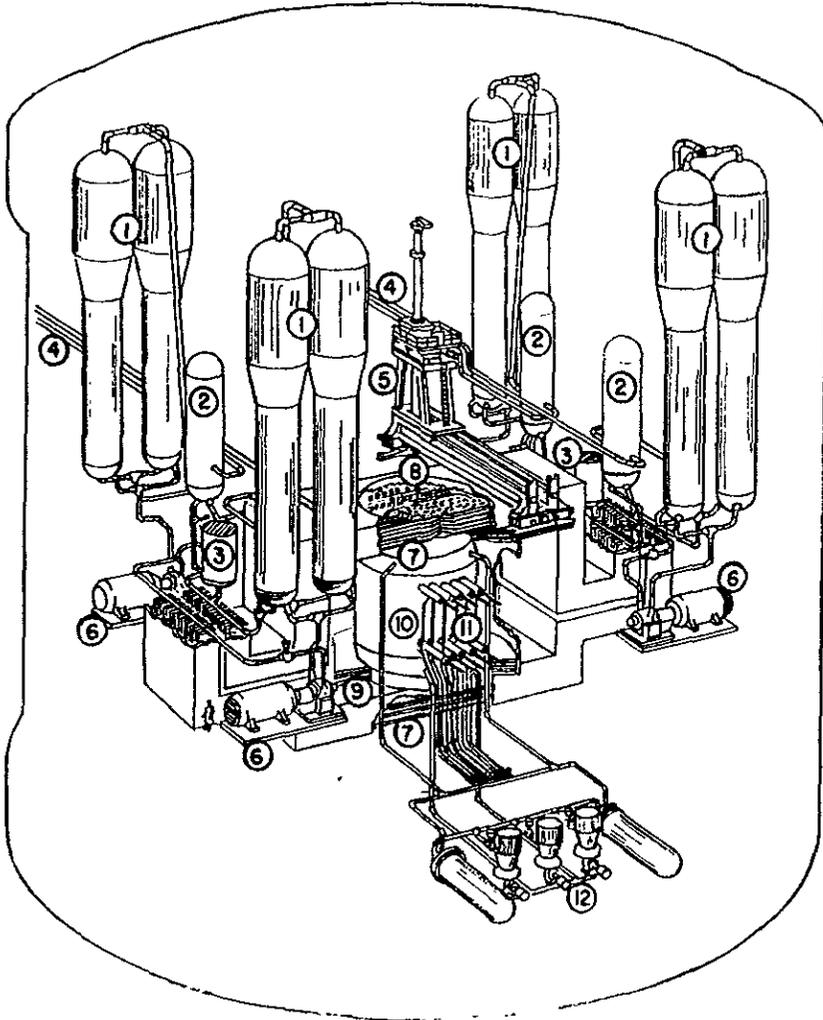
El ensamble de combustible consiste de doce cartuchos ó haces de tubos colocados en serie, alineados por un tubo de soporte central, lo que permitirá minimizar las pérdidas de presión a través del canal de refrigeración. El haz de tubos ó cartucho está formado por 18 elementos en forma de vaina, cuya cubierta es de una aleación de zirconio (Zr - 2.5% Nb), estos elementos contienen al combustible, carburo de uranio natural (UC), en forma de pelotillas (ver fig. 6). Este combustible es muy atractivo debido a su alta conductividad térmica y densidad, a su estabilidad dimensional y a su gran compatibilidad con el refrigerante orgánico.

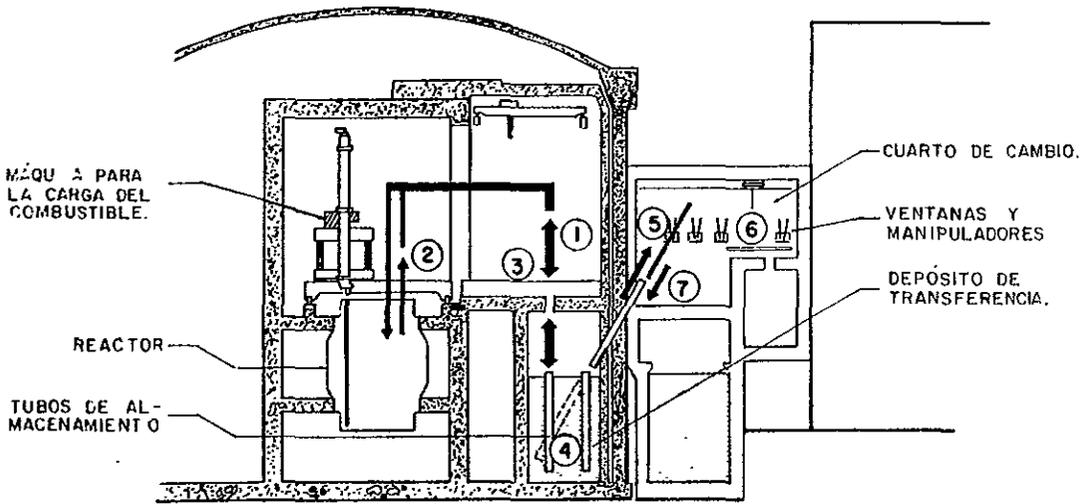
Los ensambles de combustible pueden ser removidos y cambiados del corazón del reactor por medio del sistema de carga del combustible, lo que permite renovar el combustible ya quemado. Para poder realizar lo anterior, el sistema cuenta con una máquina automática para manejar y cargar el combustible, la cual se encuentra en el cuarto de combustible, localizado en la parte superior del reactor (ver figs. 2 y 3), lo que permite realizar esta operación aún con el reactor encendido. La secuencia del manejo del combustible se puede ver en la fig. 3.

Continuando con la descripción, el sistema primario de transferencia de calor está formado por dos circuitos idénticos, y éstos a su vez por dos subcircuitos, cada circuito cuenta con dos bombas que manejan el 50% del refrigerante y lo hacen circular a través del corazón del reactor (canales de refrigeración), los sobrecalentadores y los generadores de vapor; el refrigerante orgánico circula en forma ascendente a través del

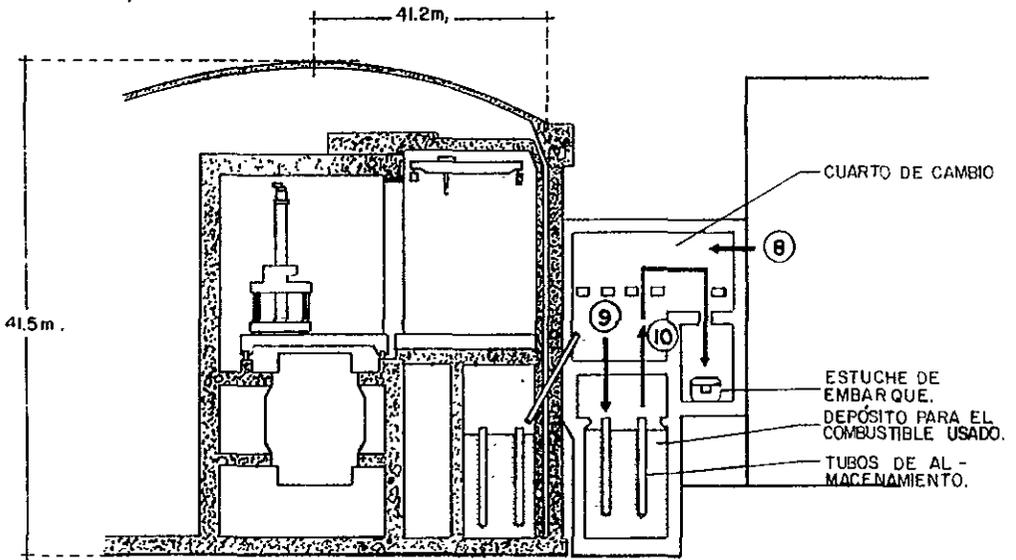
FIG. 2. _ SISTEMA PRIMARIO DEL
TRANSPORTE DE CALOR.

- | | | | |
|---|---------------------------------|----|----------------------------------|
| 1 | Generadores de vapor. | 7 | Alimentadores |
| 2 | Sobrecalentadores | 8 | Ensamblajes de combustible. |
| 3 | Tanques de compensación. | 9 | Protección terminal del reactor. |
| 4 | Tubería de suministro de vapor. | 10 | Calandria |
| 5 | Máquina de recarga. | 11 | Barros de control |
| 6 | Bombas principales | 12 | Sistema del moderador |





- 1 SE TOMA EL ENSAMBLE CON COMBUSTIBLE NUEVO DEL DEPÓSITO DE TRANSFERENCIA.
- 2 SE REMUEVE EL ENSAMBLE USADO Y SE INSTALA EL RENOVADO.
- 3 EL ENSAMBLE USADO SE DEPOSITA EN UN TUBO DE ALMACENAMIENTO CON SUBSTANCIA ORGÁNICA.
- 4 SE DEJA ENFRIAR EN EL DEPÓSITO DE TRANSFERENCIA.
- 5 EL ENSAMBLE SE TRANSFIERE EN EL TUBO AL CUARTO DE CAMBIO.
- 6 SE LE DA MANTENIMIENTO AL ENSAMBLE Y SE RECARGA CON CARTUCHOS NUEVOS.



- 7 SE REIDONA EL TUBO CON EL ENSAMBLE AL DEPÓSITO DE TRANSFERENCIA.
- 8 ENTRADA DE CARTUCHOS AL CUARTO DE CAMBIO.
- 9 LOS CARTUCHOS GASTADOS SE ALMACENAN EN TUBO CON SUBSTANCIA ORGÁNICA.
- 10 EL TUBO CON CARTUCHOS QUEMADOS SE CARGA EN ESTUCHE DE EMBARQUE.

FIG.3. SECUENCIA ESQUEMÁTICA EN EL MANEJO DEL COMBUSTIBLE.

corazón con una velocidad promedio de 10 m/s., alcanzando una temperatura aproximada de 400° C y una presión de 1.4 MPa (203 psi) en los cabezales de salida (ver fig. 7).

En la fig. 2 se puede observar perfectamente cómo cada circuito consta de dos subcircuitos; cada subcircuito cuenta con 2 generadores de vapor, del tipo de tubo-U invertido, los cuales están conectados en serie a un sobrecalentador, del tipo de tubo en U.

El control de la presión del sistema primario de transferencia, es llevado a cabo por un sistema de alimentación y purga, además para regular las fluctuaciones de presión cada circuito consta ó cuenta con un tanque de compensación. Generalmente el control de la presión en condiciones normales de operación puede ser mantenido por el tanque de compensación.

El sistema moderador permite circular a la substancia moderadora a través de la calandria y a la vez remover el calor generado en esta parte del reactor, para ello cuenta con tres bombas y dos enfriadores.

En los párrafos anteriores se mencionaron los componentes que se creen los más importantes de la planta; por supuesto desde un punto de vista muy personal y enfocado al objetivo primordial del análisis, pero la planta eléctrica tiene otros componentes que son de suma utilidad para su funcionamiento y por lo tanto de interés, tales como: el sistema de purificación ó de tratamiento del refrigerante, que junto con el departamento de control químico son de gran importancia, ya que son el soporte para el buen funcionamiento del sistema primario de transferencia de calor; el sistema secundario de transferencia de calor, el sistema turbogenerador, mediante los cuales se lleva a cabo la función principal de la planta; el sistema de control del reactor entre otros; por lo que es

necesario tener una idea aunque sea muy general, de estos sistemas, pero que permitirán una visión más completa de la planta eléctrica.

Debido a que el refrigerante orgánico al paso por el reactor, como consecuencia de la alta temperatura y la radiación nuclear, sufre cierta descomposición generando productos no deseables, los que hay que remover (ya que pueden provocar problemas serios durante la operación); para realizar esto se cuenta con un sistema de tratamiento del refrigerante, el cual lo trata continuamente, está formado por un proceso de desgasificación (para eliminar productos no condensables y parte de los compuestos con punto de ebullición bajo), por un proceso de tratamiento en arcilla Attapulgu y de filtración (para remover los cloruros existentes) y por un proceso de destilación (para remover los productos de descomposición con un punto de ebullición alto); además, para mantener el equilibrio del refrigerante, es necesario suministrar refrigerante de refresco en una proporción de 50 g/s. Este sistema se verá con más detalle en las secciones 3.3.3 y 3.4.5.

La verificación de que las condiciones y propiedades del refrigerante sean las apropiadas, se realiza en el departamento de control químico, localizado en el edificio de servicios (edificio anexo al edificio del reactor), de donde emanan las posibles modificaciones operacionales para el sistema de tratamiento del refrigerante, en caso de encontrar fallas en la calidad deseada del refrigerante.

El sistema secundario de transferencia de calor, es un ciclo de vapor (ciclo Rankine)¹ de fuerza normal, el cual cuenta con todos sus elementos; un generador de vapor, un sistema turbogenerador, un condensador total y un sistema de bombeo para la recirculación. El suministro de agua es de una fuente natural (río, laguna ó mar), la que es calentada hasta una temperatura de 143° C, temperatura a la que entra al generador de

¹Para mayor información ver refs. (18), (49) y (100)

vapor, donde se obtiene un vapor con una presión de 10.9 MPa (1593.5 psi) y una temperatura de 335° C, después este vapor es sobrecalentado hasta una temperatura de 378° C, temperatura a la que entra a la turbina, donde se expande, luego se condensa totalmente pasando a un tanque de almacenamiento, para su próxima recirculación. El sistema turbo-generador, de este ciclo cuenta con cuatro turbinas, una de alta presión y tres de baja presión, todas de doble flujo; estas turbinas mueven un generador eléctrico con una velocidad de 3600 r.p.m. El vapor sobrecalentado entra a la turbina de alta presión donde se expande hasta un contenido aceptable de humedad, la mezcla de vapor y agua pasa por un separador donde se elimina la mayor parte del agua, el vapor es recalentado y suministrado a las turbinas de baja presión. Lo descrito en el párrafo anterior se puede observar mejor en la fig. 7.

Por último, para terminar esta sección, se mencionará el sistema de control del reactor, que es el que recibe toda la información que es necesaria y apropiada para tener el control directo de toda la planta, para una operación segura y eficiente. Este sistema cuenta con una red completa de monitoreo y control computarizada, que regulará todos los mecanismos y sistemas que pudieran afectar al reactor, como parte fundamental de la planta. Este sistema, se localiza en el edificio de servicios.

Esto ha sido, a grandes rasgos, la descripción de la planta eléctrica, de la que se espera, como se mencionó al inicio, que junto con la sección siguiente, cumpla con la función de aclarar y delimitar el problema.

2.2.- ESQUEMATIZACION DEL REACTOR.

En esta sección se pretende resumir en forma clara y fácil de consultar los principales parámetros de la planta eléctrica y a la vez esquematizar el sistema del reactor OCR-500, es decir dar una representación gráfica simplificada del reactor, así como de los elementos del sistema de transferencia de calor, lo más clara posible, para tener un imagen física lo más cercana a la realidad que permitirá comprender mejor el análisis que se llevará a cabo en las secciones subsecuentes. Los datos son en su mayoría del diseño realizado por el Whiteshell Nuclear Research Establishment, ref. (96), cuyos datos fueron afinados y complementados con la ayuda de otras fuentes bibliográficas.

1.- Datos Generales.

Número de Reactores -----	1
Potencia Generadora de la Planta	
a) Poder de fisión total -----	1483 MW(t)
b) Potencia eléctrica bruta -----	543 MW(e)
c) Potencia eléctrica neta -----	501 MW(e)
d) Autoconsumo -----	42 MW(e)
Eficiencia total -----	33.8%

2.- Edificio del Reactor. (ver fig. 1).

Configuración -----	Cilíndrica
Material de construcción -----	Concreto pre- esforzado

Dimensiones

a) Altura	-----	41.5 m
b) Diámetro interno	-----	41.2 m
c) Espesor del muro	-----	1.2 m
Presión del Diseño	-----	225 kPa

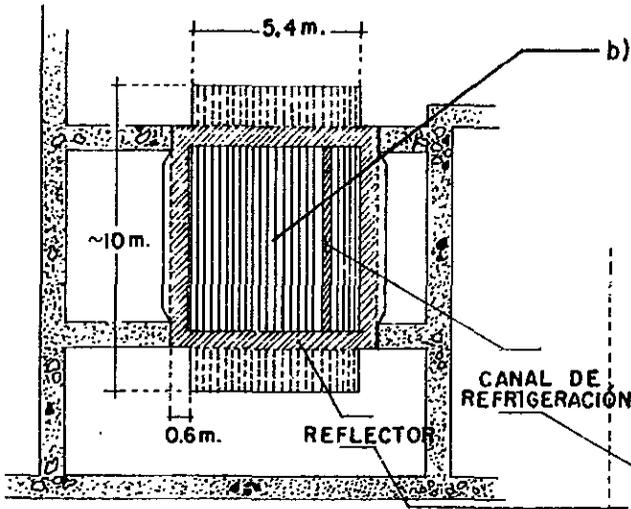
3.- Corazón del reactor (ver figs 4 y 5)

Tipo	-----	tubo de presión vertical
Radio del corazón	-----	2.7 m
Altura del corazón	-----	6.0 m
Reflector		
a) Material	-----	D_2O
b) Espesor	-----	0.6 m

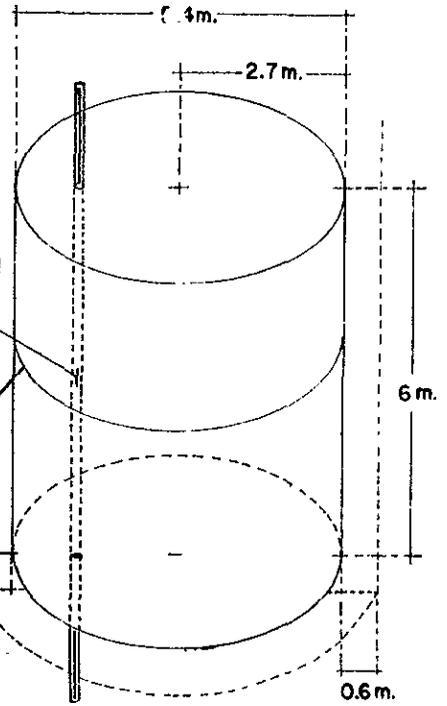
Canales de Refrigeración

a) Núm. de canales	-----	280
b) Separación entre canales	-----	0.286 m
c) Arreglo de los canales	-----	Cuadrado
d) Elementos del canal	-----	Tubo de presión contenido en un tubo calandria

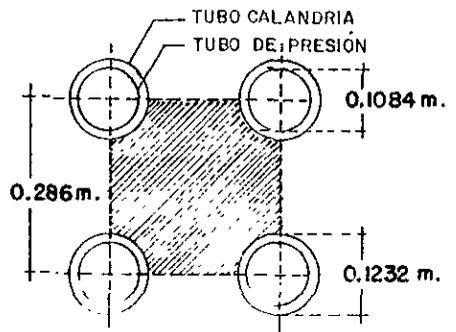
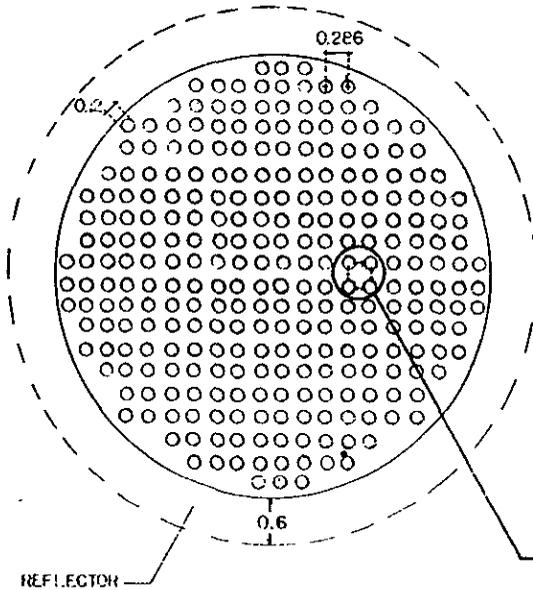
a) reactor nuclear OCR-500
(escala 1:200)



b) corazón del reactor.
(escala 1:100)



c) corte transversal.
(escala 1:75)



d) arreglo de los canales.
(escala 1:10)

FIG. 4 ... CORAZÓN DEL REACTOR OCR-500.

Tubo de presión

a) Material	Zr - 2.5% Nb
b) Diámetro interno	0.1034 m
c) Espesor	0.0025 m

Tubo Calandria

a) Material	Zircaloy-2
b) Diámetro interno	0.121 m
c) Espesor	0.0011 m

4.- Características nucleares (ver figs. 3 y 6)

Combustible

a) Material combustible	UC (natural)
b) Configuración	Cartuchos en forma de haz de tubos
c) Longitud del cartucho (haz de tubos)	0.50 m
d) Núm. de elementos por haz de tubos	18
e) Diámetro externo del elemento de combustible	0.0194 m
f) Material de la cubierta del elemento	Zr-2.5% Nb
g) Espesor de la cubierta ²	0.000762 m

²Dato sacado del reporte WASH-1083, ref. 67.

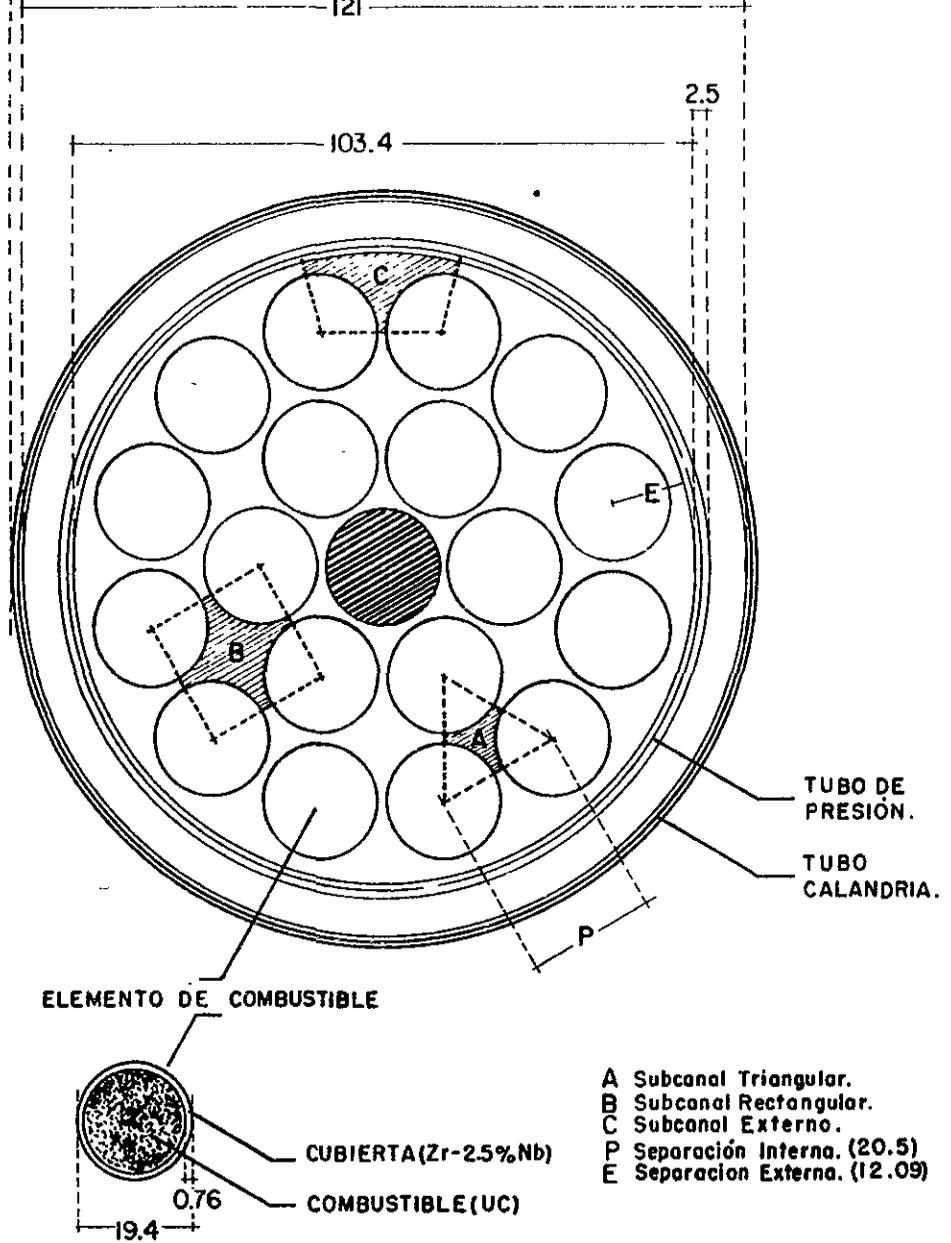


FIG. 5 ... CORTE TRANSVERSAL DE UN CANAL DE REFRIGERACIÓN.

nota: las dimensiones están dadas en mm. (escala 1:1)

a) vista tridimensional.

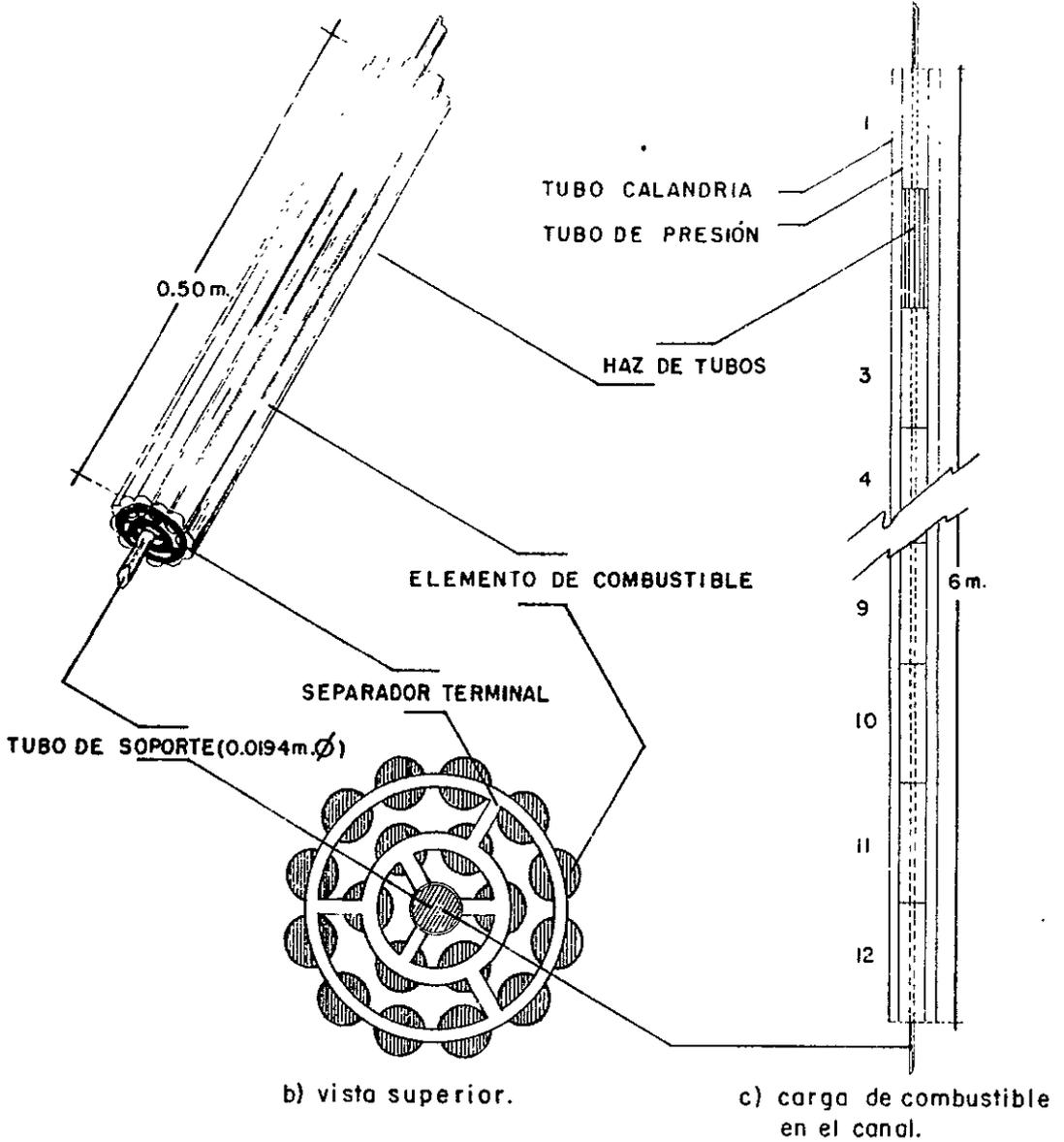


FIG. 6. - ENSAMBLE DEL COMBUSTIBLE EN EL CANAL DE REFRIGERACIÓN.

Ensamble del combustible

a) Núm. de cartuchos por ensamble -----	12 (en serie)
b) Longitud total del ensamble -----	9.5 m
c) Masa del material combustible por ensamble -----	340 kg
d) Masa total en el corazón -----	95.2×10^3 kg
e) Grado de quemado ³ del combustible -----	116 MWh/kgU
f) Cambio de combustible -----	Por la parte superior del reactor (aún con el reactor encendido)

Funcionamiento térmico

a) Flux térmico ⁴ máximo en el combustible -----	0.71×10^4 neutrones/cm ² · s
b) Poder máximo por canal -----	6.28 MW(t)
c) Superficie para la transferencia de calor ⁵ -----	0.54852207 m ² /haz de tubos 6.5822649 m ² /canal 1.843034×10^3 m ² /reactor
d) Flux de calor promedio ⁵ -----	0.80465141 MW/m ²
e) Flux de calor nominal máximo -----	1.56 MW/m ²
f) Temperatura máxima en el material combustible -----	1150° C

³ Es la relación de energía térmica obtenida en el reactor por la masa de combustible quemado (lo que determina el tiempo del combustible en el reactor).

⁴ Flux de Neutrones

⁵ Datos calculados

g) Temperatura máxima en la cubierta del elemento ----- 483° C

5.- Sistema Moderador (ver figs. 2 y 7)

a) Moderador -----	D ₂ O	(agua pesada)
b) Pureza de moderador ⁶ -----	99.95%	
c) Inventario total -----	273.05Mg	
d) Inventario en el reactor -----	254 Mg	
e) Núm. de bombas -----	3	
f) Proporción de flujo -----	0.250 m ³ /s.	(por bomba)
g) Flujo másico -----	830.25 kg/s	
h) Temperatura de entrada a la calandria ⁷ -----	≈ 60° C	
i) Temperatura de salida de la calandria -----	≈ 90° C	
j) Temperatura promedio del moderador en el corazón ---	≈ 86° C	
k) Enfriadores del moderador -----	2	

6.- Sistema primario del transporte de calor (ver fig. 7)

a) Refrigerante -----	OS-84 ⁸	
b) Fracción de compuestos pesados -----	30%	
c) Proporción del suministro del refrigerante fresco -----	50 g/s	

⁶ Dato sacado del reporte WASH-1083

⁷ Datos sacados del reporte WASH-1083

⁸ El HB-40 cambió de nombre en el registro de marca de 1973.

d) Temperatura de entrada al reactor	-----	≈ 310° C
e) Temperatura de salida al reactor	-----	≈ 400° C
f) Elevación de la temperatura a través del corazón	-----	≈ 90° C
g) Núm. de circuitos para el sistema	-----	2
h) Flujo másico total	-----	6050 kg/s
i) Flujo másico por circuito	-----	3025 kg/s
j) Flujo másico promedio por canal	-----	21.60 kg/s
k) Flujo másico máximo por canal	-----	25.3 kg/s
l) Retención del refrigerante en el sistema	-----	145 Mg
m) Velocidad promedio del refrigerante	-----	10 m/s
n) Velocidad máxima del refrigerante	-----	11.3 m/s
o) Caída de presión sobre el combustible	-----	1125 kPa
p) Presión en el cabezal de salida	-----	1.4 MPa
q) Area de flujo del refrigerante por canal ⁹	-----	2780.87499 mm ²

7.- Equipo del sistema Primario de Transporte de Calor. (ver figs. 2 y 7)

Bombas

a) Núm. de unidades	-----	4 (2/circuito)
b) Tipo	-----	centrifuga horizontal
c) Flujo por bomba	-----	1.7353741 m ³ /s
d) Potencia del motor	-----	56 kW

⁹ Dato calculado por diferencia de áreas libres y ocupadas en el canal

e) Cabeza ----- 2280 kPa

Generadores de vapor

a) Núm. de unidades ----- 8 (4/circuito)

b) Tipo¹⁰ ----- Tubo-U invertido

c) Proporción de generación de vapor total ----- 643 kg/s

d) Temperatura de entrada del refrigerante ----- 388° C

e) Temperatura de salida del refrigerante ----- 310° C

f) Temperatura de entrada del H₂O ----- 143° C

g) Temperatura de salida del H₂O ----- 335° C

Sobrecalentadores.

a) Núm. de unidades ----- 4 (2/circuito)

b) Tipo ----- tubo en U

c) Flujo de vapor ----- 365 kg/s

d) Temperatura de entrada del vapor ----- 335° C

e) Temperatura de salida del vapor ----- 378° C

f) Temperatura de entrada del refrigerante ----- 400° C

g) Temperatura de salida del refrigerante ----- 388° C

h) Presión del vapor después del sobrecalentado ----- 10.86 MPa

8.- Sistema Turbo-Generador. (ver fig. 7)

¹⁰ Recipiente en forma de bombilla

Turbinas.

a) Elementos	-----	1 turbina de alta presión de doble flujo 3 turbinas de baja presión de doble flujo
b) Presión del vapor a la entrada	-----	10.7 MPa
c) Temperatura del vapor a la entrada	-----	378° C

Generador

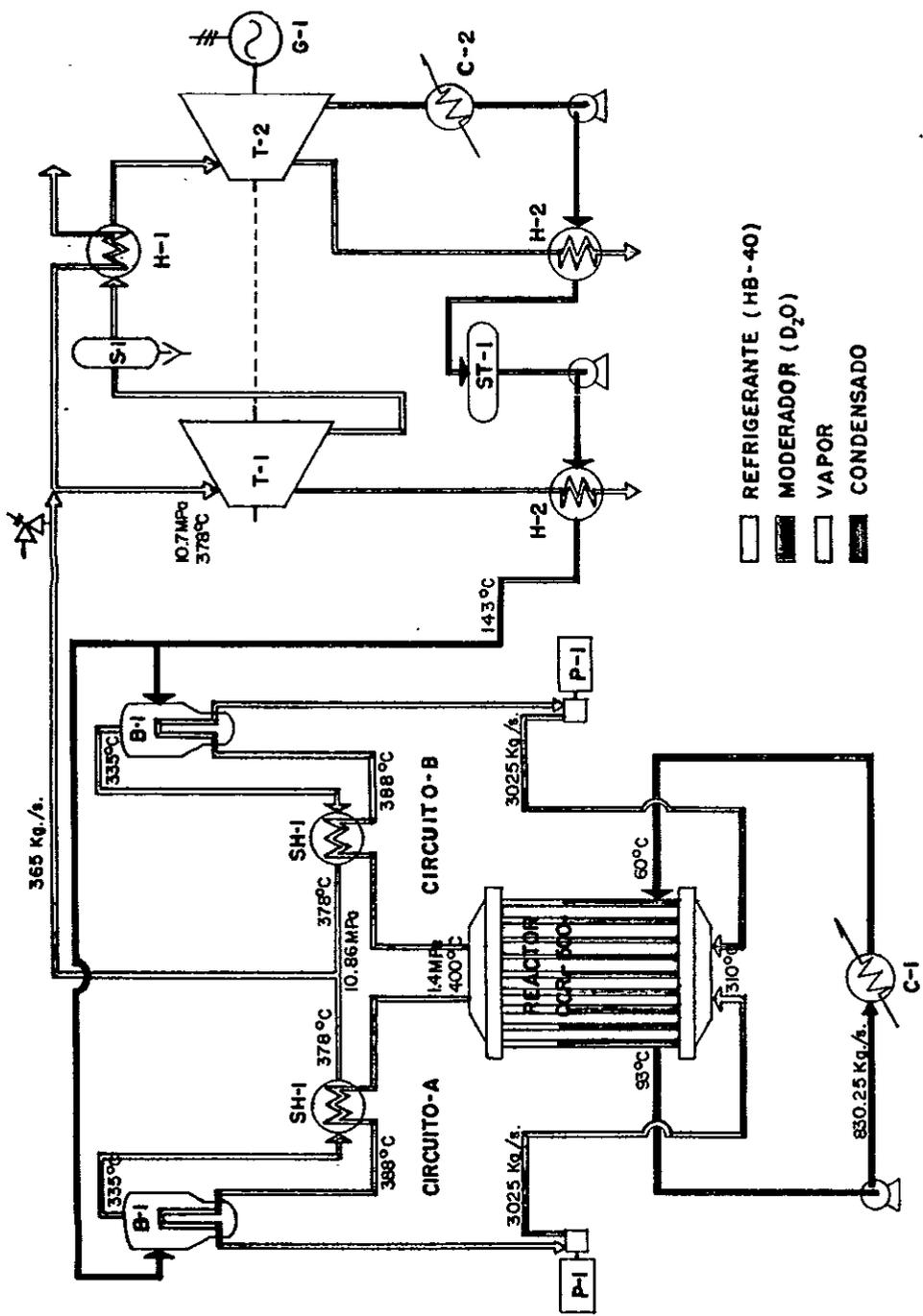
a) Tipo	-----	Máquina de flecha simple
b) Velocidad	-----	3600 r.p.m.

9. Sistema de Control del Reactor

Control de la reactividad

a) Método principal	-----	Cambio del combustible
b) Control a largo tiempo	-----	Veneno ¹¹ en el moderador
c) Arreglo	-----	8 absorbedores de zona (2 regiones de H_2O , por absorbedor)
d) Sistema de apagado Núm. 1	-----	24 barras de líquido

¹¹ *Substancia que tiene la cualidad de absorber los neutrones térmicos*



- REFRIGERANTE (HB - 40)
- ▨ MODERADOR (D₂O)
- VAPOR
- ▨ CONDENSADO

B-1 GENERADOR DE VAPOR
 C-1 ENFRIADOR DEL MODERADOR
 C-2 CONDENSADOR DEL VAPOR
 G-1 GENERADOR DE ELECTRICIDAD
 H-1 RECALENTADOR DEL VAPOR
 H-2 CALENTADOR DEL CONDENSADO
 P-1 BOMBA CENTRIFUGA HORIZONTAL.
 S-1 SEPARADOR
 ST-1 TANQUE AERADOR Y DE ALMACENAMIENTO.
 SH-1 SOBRECALENTADOR
 T-1 TURBINA H.P.
 T-2 TURBINA L.P.

FIG. 7 .-- DIAGRAMA DE FLUJO DE LA PLANTA ELÉCTRICA.

e) Sistema de apagado Núm. 2 ----- 6 tubos inyectoros de veneno líquido en el moderador

f) Eliminación del veneno ----- por absorbedores

Control del Flux

a) Axial ----- por el intercambio de combustible

b) Radial ----- por la proporción diferencial de carga del combustible

c) Distorsión ----- por las barras de control de zona

3.- REFRIGERANTES ORGANICOS.

La mayor parte de la energía liberada en un reactor nuclear aparece como calor, por lo que el reactor debe tener un sistema de enfriamiento adecuado que permita remover este calor y se puedan tener temperaturas aceptables dentro del mismo. Para un buen funcionamiento del sistema de enfriamiento es necesario tener un buen medio de transferencia de calor ó de enfriamiento (refrigerante) que ayude a lograr el objetivo del sistema, con el mínimo de problemas, por lo que hay que tener un criterio para saber cuál utilizar.

Generalmente en los procesos comunes de transferencia de calor, la elección de un medio de transferencia de calor se realiza por el rango de temperaturas en el que se lleva a cabo el proceso, si el rango oscila entre 0° C y 170° C, la substancia más usada es

el agua ligera; para condiciones fuera de este rango se buscan otros medios, para sistemas que trabajan por debajo de los 0°C , se utilizan hidrocarburos halogenados, amoníaco ó soluciones de agua y glicol, entre otras; en el caso de sistemas que trabajen entre los 170°C y 400°C (rango en el que se encuentran los reactores nucleares) se utiliza sustancias orgánicas (aceites derivados del petróleo, mezclas de hidrocarburos aromáticos-alifáticos) debido a que su presión de vapor es mucho menor a la del agua, evitando los problemas de esfuerzos estructurales.

En el caso de los reactores nucleares no es tan fácil la selección; ya que éstos pueden usar una gran variedad de refrigerantes. Estos pueden ser líquidos, como el agua ligera (H_2O), el agua pesada (D_2O), los metales líquidos (Na, K, Li, etc.) ó sustancias orgánicas (mezclas de terfeniles); ó también gases como el helio, el hidrógeno ó el bióxido de carbono. Además la selección no depende sólo de las características del refrigerante, sino muy directamente del tipo de reactor nuclear, es decir, para un tipo de reactor puede haber ciertos refrigerantes que pueden utilizarse en él y cualquiera de ellos puede ser seleccionado; pero no todos los refrigerantes como tales pueden ser utilizados ó aplicados a cualquier tipo de reactor; por ejemplo: los reactores rápidos (reactores que aprovechan la velocidad de los neutrones), no pueden usar refrigerantes con una alta capacidad moderadora (sustancias que reducen la velocidad de los neutrones), tales como líquidos orgánicos, agua pesada, etc.), este tipo de reactores está limitado a metales líquidos ó a gases.

Por lo tanto, para poder determinar cuál refrigerante es mejor para un cierto reactor nuclear, se debe realizar una evaluación más amplia y certera.

3.1.- ELECCION DEL REFRIGERANTE.

En el punto anterior se mencionó que el refrigerante más conveniente para un reactor nuclear determinado depende de las características de éste y del propósito de la operación del mismo. Para un reactor que generará potencia eléctrica que es el caso del OCR-500, se pueden plantear las siguientes características, que deben ser las deseables, para este tipo de sistemas:

1. Económicas

- a) Costo inicial bajo
- b) Disponibilidad
- c) Requerimientos de potencia para bombeo bajos
- d) Coeficientes de transferencia de calor altos

2. Físicas

- a) Puntos de fusión bajos
- b) Presiones de vapor bajos (refrigerantes líquidos)
- c) Compatibilidad con los elementos estructurales
- d) Buena estabilidad térmica durante la operación del reactor

3. Nucleares

- a) Secciones transversales de absorción bajas
- b) Poder moderador ajustable al tipo de reactor
- c) Radioactividad inducida¹² alta

¹² Capacidad de capturar neutrones y de convertirse en un material radioactivo.

4. Ecológicas

- a) No tóxico
- b) Compatible con el medio ambiente

Para poder plantear una evaluación más certera del refrigerante, como se mencionó; es conveniente comentar ó aclarar brevemente las diferentes características listadas, para poder tener un mejor juicio sobre una elección determinada.

Los dos puntos iniciales son fundamentales, ya que si el costo es muy elevado ó no existe en el mercado, ó es difícil de obtener ó de fabricar, no importan las grandes cualidades térmicas, físicas y nucleares que pudiera tener, sencillamente no se puede utilizar. Entonces es obvio que la decisión final dependerá de cuál es el costo en el mercado y de la facilidad de obtenerlo. Por otro lado, ya que el propósito del refrigerante es el de remover el calor del reactor, es evidente que el refrigerante debe tener buenas propiedades térmicas (un coeficiente de transferencia de calor alto y de igual manera han de ser la conductividad térmica y el calor específico), ya que permitirán que una mayor cantidad de calor sea eliminada. Y si lo anterior se combina con una densidad alta y una viscosidad baja (factores que reducen los requerimientos de bombeo), se logrará una mayor eficiencia en el sistema, además de reducir notablemente los costos.

Debido a que el reactor nuclear trabaja a altas temperaturas, se necesitan *refrigerantes con altos puntos de ebullición (presión de vapor baja) para evitar las altas presurizaciones en el reactor (reduciendo costos en los elementos estructurales)*, y al mismo tiempo se requiere que tengan puntos de fusión bajos, es decir que permanezca en forma líquida a temperaturas lo más bajas posibles, para evitar problemas de solidificación, *durante el apagado del reactor, ó durante el bombeo en la operación*

normal; aunque lo anterior parece en cierto modo contradictorio no lo es, ya que es factible encontrar sustancias con un amplio rango en fase líquida.

El refrigerante deberá ser estable a las acciones, tanto de las altas temperaturas, como a las radiaciones nucleares, ya que si su estructura cambia ó se descompone debido a estas causas; podría provocar cambios en sus propiedades, lo que afectaría el buen funcionamiento del sistema, provocando problemas serios de consecuencias peligrosas. Además es necesario que los refrigerantes no ataquen a los materiales estructurales de los equipos (cubiertas, intercambiadores de calor, bombas, elementos de combustible, etc...) con los que tiene contacto, ya sea dentro ó fuera del reactor; ya que el ataque sobre estos materiales, además de aumentar los costos en la selección del material, en el mantenimiento y en la reposición de los mismos, puede causar problemas ó en caso dado accidentes (por ejemplo si se daña la cubierta del recipiente que contiene el combustible puede haber una fuga de materiales radioactivos).

Para finalizar, las características ecológicas; generalmente no se toman en cuenta de una manera prioritaria, porque una vez cumplidas las condiciones de ingeniería y de economía (más si son óptimas), lo demás pasa a segundo término; pero esto no debe de suceder, hay que considerar y reconsiderar los posibles efectos que tendrán estas sustancias en el medio ambiente que los rodeará, tanto en la operación del sistema (efectos sobre el personal), como cuando estas sustancias son eliminadas (efectos sobre el medio ambiente donde serán depositadas), porque aunque a simple vista no parecen relevantes, con el tiempo toman importancia, tanto en la economía del sistema, como en la supervivencia del mismo. En general se requiere que los refrigerantes no sean venenosos, ya sea en forma directa (por ingestión ó al tacto) ó en forma indirecta (por vapores ó emanaciones), además no deberán contaminar el medio ambiente, de preferencia se requiere que sean biodegradables. Debido al tipo de operación que realizan en el reactor,

están expuestos a las radiaciones nucleares, por lo tanto otra cualidad que deben tener, es la de no absorber radioactividad ó en su defecto absorber muy poca (radioactividad inducida baja), por conveniencias económicas (accesibilidad para operación y mantenimiento) y por conveniencias de salud (toxicidad y contaminación).

Sobre las características nucleares faltantes (sección transversal de absorción y capacidad moderadora), se sugiere consultar las referencias (29) y (31); ya que para comprenderlas mejor hay que manejar una mayor información, la cuál no es factible resumirla toda aquí, en forma breve y simple, por lo tanto, se indica dónde se puede encontrar dicha información.

Analizando toda la información anterior, es evidente que ningún refrigerante posee todas las características que se desean para el funcionamiento ideal de un reactor; por lo que hay que establecer, como en casi todos los problemas de ingeniería un convenio aceptable entre los puntos favorables y los puntos desfavorables del refrigerante, que permitirá en forma global el poder elegir el refrigerante más idóneo.

La elección para el OCR-500, fue la de utilizar un líquido orgánico como refrigerante. La factibilidad y la aceptabilidad del concepto de reactores nucleares enfriados por líquidos orgánicos, han sido establecidas y ampliamente discutidas en varios trabajos (ver refs. (54), (56), (61), (67) y (81)), pero es necesario plantear de nuevo este enfoque aquí (para redondear la descripción del problema), además de reforzarlo con la información obtenida, de la experiencia operacional del reactor WR-1¹³ (reactor prototipo, construido por el WNRE¹⁴ para la investigación de refrigerantes orgánicos).

¹³ "WR-1 Whiteshell Reactor No. 1". Ref. 112.

¹⁴ Siglas de Whiteshell Nuclear Research Establishment

En consideración a los puntos ó características mencionadas en la lista inicial, se enumeraran las ventajas y desventajas de los refrigerantes orgánicos, lo cuál permitirá tener un marco de referencia para entender el por qué se seleccionó este tipo de refrigerantes.

El refrigerante orgánico puede alcanzar temperaturas de 400° C a 425° C, lo que permite que la eficiencia térmica del sistema de enfriamiento sea alta, con una capacidad de generar vapor con una gran cantidad de calor; su presión de vapor a estas temperaturas es baja lo que permite una presión de operación relativamente baja, reduciendo el costo de los materiales de construcción, además de ser accesible la operación ó manejo de los equipos, como bombas, válvulas, intercambiadores de calor, etc.

Sus proporciones de corrosión son muy bajas; de la experiencia con el reactor WR-1 y otros circuitos de estudio, se observó que en diez años de servicio los efectos de la corrosión fueron casi nulos (por ejemplo un intercambiador de calor, sufrió daños por el lado del refrigerante secundario, en cambio por el lado del refrigerante orgánico (primario) no se tuvo problema alguno), lo que significa una reducción importante en los costos de operación y mantenimiento.

Los refrigerantes orgánicos tienen una actividad ó radioactividad inducida muy baja, lo que provoca que el sistema primario de transferencia de calor sea accesible durante la operación del reactor, reduciendo significativamente los costos de mantenimiento. Estos no reaccionan con los combustibles de alta densidad (como el UC y las aleaciones metálicas del uranio), permitiendo un grado de quemado de combustible alto y por lo tanto bajos costos de combustible.

En general la operación del reactor con este tipo de refrigerantes es bastante aceptable y segura, tienen una proporción de vaciado del reactor lenta, el mantenimiento es bastante simple y las posibles fugas a través del circuito son fácilmente identificables, ya que en caso de alguna fuga, ésta se ve rodeada por una masa negra característica, identificándola, propiciando su rápido restablecimiento.

Aunque tienen grandes ventajas, en relación a otros refrigerantes, como se pudo leer, también tienen desventajas y problemas propios del refrigerante orgánico como tal:

Varios estudios han demostrado que los refrigerantes orgánicos sufren una descomposición, con el aumento de la temperatura y con la exposición a la radiación nuclear; la cual genera productos no deseables (problema por el cual mucho tiempo los líquidos orgánicos fueron considerados como refrigerantes poco viables); pero la experiencia del reactor WR-1, determinó que la descomposición llega a un punto de equilibrio, donde el proceso de descomposición ya no sigue, se estabiliza, generando sólo una cierta concentración de estos productos no deseables, que es necesario remover, y reponer el refrigerante transformado con refrigerante en buenas condiciones, para mantener el buen funcionamiento del reactor.

Los refrigerantes orgánicos tienen un coeficiente de transferencia de calor más bajo que el agua, por lo que para remover una cantidad de calor específica, es necesaria una mayor velocidad del refrigerante ó una mayor área de transferencia (factores que no se han establecido como problema).

Debido a los productos de descomposición que se mencionaron y de las impurezas que suele adquirir, se provoca la formación de películas ó capas de partículas, en las superficies de transferencia de calor, que son una resistencia para la transmisión del calor, lo que reduce la eficiencia. Pero se han logrado establecer ciertas condiciones

de operación y ciertos niveles de concentración de estos productos en el refrigerante, que permiten reducir a lo mínimo este problema; pero para lograrlo es necesario realizar una purificación continua aceptable del refrigerante, además de mantener un control químico muy estricto, lo que da como consecuencia un aumento en los costos.

Otro problema de los refrigerantes orgánicos ocasionado por estos productos de descomposición, es la hidrogenación de ciertas aleaciones, debido al exceso de hidrógeno en el refrigerante; lo cual puede provocar fallas estructurales en los materiales de construcción. Aunque esta posibilidad está considerada en el diseño de los elementos estructurales (tales como los tubos de presión ó los ensambles de combustible) y la experiencia ha mostrado que en condiciones normales de operación los efectos son casi nulos; no elimina la posibilidad de que ocurra, provocando por lo tanto la revisión continua y el mantenimiento apropiado para estos elementos, ya que si existe alguna pequeña falla donde se pueda depositar algo de refrigerante, facilitaría la rápida hidrogenación de la aleación provocando una falla mayor y como consecuencia un accidente grave (por ejemplo si esto sucede en los ensambles del combustible, ocasionaría una fuga de materiales radioactivos).

Otra desventaja es que el refrigerante orgánico es inflamable, por lo que hay que tomar precauciones para el caso de una fuga considerable de éste, ya que puede ocasionar incendios ó en un caso extremo una explosión que sería de consecuencias graves; situación que eleva los costos al tener que instalar un sistema contra incendios y al tener que realizar una revisión periódica más estricta durante la operación.

Para redondear y completar la revisión de las características de los refrigerantes orgánicos, se puede establecer que la disponibilidad de estas sustancias es muy accesible, debido a que hay una gran variedad de productos en el mercado, los cuales

son utilizados como ya se mencionó como sustancias de transferencia de calor en procesos con temperaturas superiores a los 170° C; además su producción se diversifica en varias compañías, lo que permite un costo relativamente bajo. Para tener una idea del tipo de las sustancias de que se está hablando y en qué tipo de procesos son utilizadas, se mencionarán algunos productos; Mobiltherm 600 (aceite de petróleo alquil-aromático) fabricado por Mobil Oil, Dowtherm A (difeníl óxido de difeníl eutéctico) fabricado por Dow Chemical ó Terminol FR-1 (bifenil policlorado) fabricado por Monsanto, si se requiere mayor información sobre estos productos ó de otros productos, se puede consultar la referencia 90.

Por lo tanto se puede concluir, que la elección de utilizar como refrigerante, un líquido orgánico, es excelente; ya que con base en la información con que se cuenta, (descrita en los párrafos anteriores), estas sustancias tienen ventajas muy buenas en comparación a otras y las desventajas pueden ser reducidas notablemente y controladas de manera óptima.

Debido a que hay una gran variedad de refrigerantes orgánicos comerciales, surge la preocupación de cuál será la mejor selección para el uso en reactores nucleares; desde que se inició el trabajo con estos refrigerantes se realizaron estudios para ver cuál era el que más respondía a las necesidades de este tipo de procesos, pero fue la USAEC¹⁵ que con un trabajo muy bueno y completo, en el que se evaluaron en forma concienzuda las características de estas sustancias, permitió enfocar los esfuerzos a las mezclas comerciales de terfeniles, debido principalmente a su mayor estabilidad, a la temperatura y a la radiación. En realidad esta es la propiedad que realmente separa ó distingue a los refrigerantes orgánicos entre sí, la cual es fundamental para el uso en

¹⁵ Siglas de la Unites States Atomic Energy Commission.

reactores nucleares; ya que las demás propiedades son aproximadamente parecidas, aún en la cuestión de la disponibilidad y el costo.

La mayoría de las mezclas de terfeniles utilizados, son de la compañía Monsanto; cuyos productos son obtenidos de la pirólisis del benceno, de estos productos la serie más utilizada es la designada como SANTOWAX, cuya derivación se muestra en la figura 8.

Hasta el momento se ha mostrado el proceso para poder elegir el refrigerante más idóneo, primero se separó de los refrigerantes existentes a los líquidos orgánicos, luego se separó a las mezclas de terfeniles de los refrigerantes orgánicos, ahora surge la pregunta: ¿Cuál de estas mezclas será la mejor elección?

De los productos mostrados en la figura 8, tomando en consideración sus propiedades generales, no hay una gran discrepancia entre ellos, para poder determinar en forma categórica a alguno de ellos; pero sí se realiza una evaluación más detallada, se encuentra que hay dos puntos de suma importancia que permite esta separación. Uno es el rango en el que permanece en fase líquida y el otro la experiencia en reactores en operación. Por lo tanto el refrigerante elegido ó seleccionado para el OCR-500 (y por lo tanto para este análisis) es el HB-40 (cambió de nombre el registro de marca en 1973 por OS-84) que es una mezcla de terfeniles parcialmente hidrogenada, usada en la industria como plastificante y como agente de transferencia de calor. Tiene buenas propiedades termohidráulicas, tiene un punto de fusión a los 0° C lo que permite que sea líquido a la temperatura ambiente, facilitando su manejo. Su costo es relativamente bajo, 2.2 dólares por kg.¹⁶ (dato de 1980). Además cuenta con una basta información, en relación a su comportamiento en reactores nucleares en operación (mediana escala),

¹⁶ Dólares candienses.

NOTAS: (a) la cantidad en paréntesis son resultados en porcentaje del benceno original.

(b) los porcentajes toman cuenta tanto al compuesto original como a su respectivo compuesto hidrogenado.

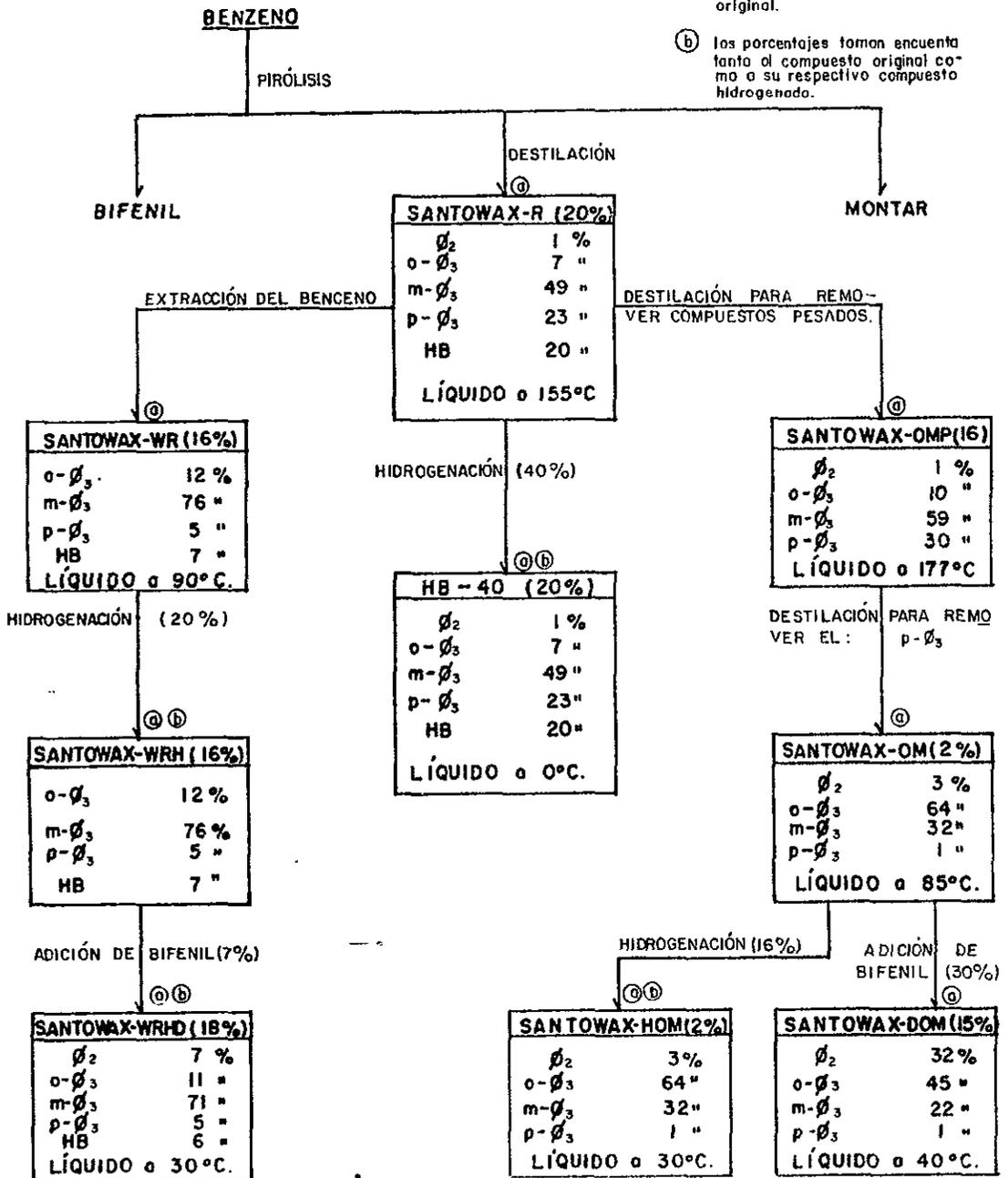


FIG. 8 -- DERIVACIÓN DE LOS REFRIGERANTES ORGÁNICOS BASADOS EN MEZCLAS DE TERFENILES.

debido a la experiencia generada, como refrigerante del reactor prototipo WR-1, experiencia que no tiene ningún refrigerante orgánico

Para tener un punto de referencia con otros refrigerantes y poder analizar las cualidades y defectos del refrigerante seleccionado, también se seleccionó para este estudio, al Santowax-R, el cual es el primer producto obtenido de la destilación de los residuos de la fabricación del bifenil, siendo el origen de todos los demás productos.

Fue el primer refrigerante en ser utilizado como prototipo para un reactor nuclear, por lo que tiene un basto trabajo experimental detrás de él, realizado tanto de E U A como en Gran Bretaña; además es el más barato de la serie SANTOWAX, cualidades que justifican su elección como refrigerante de referencia ó de comparación.

3.2.- PROPIEDADES DEL REFRIGERANTE

La evaluación correcta de las propiedades de los materiales que intervienen en un proceso industrial, es necesaria para poder realizar un buen diseño ó un buen análisis de dicho proceso. El sistema de enfriamiento del reactor OCR-500, no se escapa a esta aseveración; por lo tanto, es importante tener una forma correcta de evaluar las propiedades del componente principal del sistema, el refrigerante orgánico. Tanto para sus propiedades químicas (cualidades de la substancia, que se relacionan con su estructura íntima y su interacción con otras substancias), que permitirán determinar las características en el manejo del refrigerante, en el sistema de enfriamiento y en el sistema de purificación del refrigerante para la adecuada operación de la planta, con un máximo de seguridad; como para sus propiedades físicas (cualidades de la substancia que se

pueden medir y observar sin modificar la estructura íntima), que permitirán calcular los principales parámetros de la *transferencia de calor*.

Las unidades que se emplearán en esta sección y en general durante el desarrollo del análisis, serán las del Sistema Internacional de Unidades¹⁷ (S.I.) (Sistema adoptado en octubre de 1960, por la Oficina Internacional de Pesas y Medidas), debido a que el uso de este sistema ya se ha generalizado, especialmente, en todas las ramas de la ciencia y la tecnología. En Ingeniería Química había habido cierta renuencia a utilizar este sistema; pero en los últimos años, se ha venido desarrollando poco a poco la implantación del Sistema Internacional de Unidades; tanto en sus libros de texto, como en el desarrollo profesional. Además, las principales fuentes de información sobre el tema que se desarrollará utilizan este sistema (S.I.). En consecuencia es importante manejar este sistema de unidades.

3.2.1.- PROPIEDADES QUÍMICAS.

En esta sección debido a la falta de espacio y principalmente por no ser un objetivo primordial de este trabajo, no se profundizará en las propiedades químicas de estas mezclas refrigerantes, sólo se darán las más importantes características y en función de los intereses de este análisis. Por lo tanto, si se requiere más información sobre las propiedades químicas de las mezclas se puede consultar el reporte IDO-11401 (ref. 56) ó en caso dado, en cualquier texto de química orgánica (nivel superior), considerando que los refrigerantes son una mezcla de compuestos aromáticos (cuya base la conforman

¹⁷Ver apéndice I de la ref. (114) ó el apéndice A del libro de Peters M.S. (ref. 71)

los tres isómeros del terfenil); se puede establecer de una manera general que las propiedades y las reacciones distintivas de estos compuestos aromáticos, pueden caracterizar en forma global al refrigerante.

a) Composición.- Los refrigerantes HB-40 y Santowax-R, debido a que son mezclas comerciales de uso relativamente burdo (es decir no son sustancias que se utilicen en análisis precisos de laboratorio), su composición varía de lote a lote de producción por lo que a veces se tiene una información diferente de un reporte a otro. La necesidad de tener un control estricto de estos materiales para el uso en reactores nucleares, originó la realización de estudios más serios para determinar en forma general, las concentraciones que se pueden obtener en el refrigerante como materia prima inicial. De un gran número de lotes, analizados con técnicas avanzadas de cromatografía de gases (tanto para el HB-40, como para el SW-R)¹⁸ se obtuvo una relación de concentraciones de los diferentes componentes que permite tener la composición más probable en el refrigerante y a la vez, un control más real de la composición, dichos valores han funcionado perfectamente hasta la actualidad, debido a que tienen poca variación con respecto a los posibles valores reales de la materia prima (muestra del refrigerante).

Estos refrigerantes en el reactor nuclear sufren una descomposición por las altas temperaturas y la radiación nuclear; por lo tanto su composición también sufre cambios. Para la correcta operación del sistema de enfriamiento, es importante conocer la composición del refrigerante en tales condiciones.

¹⁸En algunos casos el refrigerante Santowax-R, se designará por la abreviación SW-R, para facilitar el manejo del término y a la vez reducir el espacio cuando sea necesario.

Desde los primeros estudios, se trató de encontrar la composición de estos refrigerantes en condiciones de alta temperatura y de irradiación; por lo que se realizaron pruebas de laboratorio, obteniendo una serie de composiciones específicas pero como no se tenía un conocimiento real de hasta qué punto se desarrollaba la descomposición (si era finita ó infinita), por lo tanto estos datos eran inconsistentes y en consecuencia poco confiables. Fue con la experiencia del reactor WR-1, lo que permitió establecer que la descomposición del refrigerante llegaba a un punto de equilibrio, donde el refrigerante no sólo ya no sufría una descomposición sino que se mantenía en un estado estable, situación que permitió determinar una composición promedio de los refrigerantes en las condiciones de temperatura e irradiación dentro de un reactor nuclear.

La composición para el HB-40 en estas condiciones se puede obtener del reporte AECL-4922 (ref. 95); para el Santowax-R, aunque no se ha tenido un trabajo experimental completo en un reactor nuclear, se ha tenido trabajo experimental en pequeños circuitos irradiados (donde se ha determinado su composición); si se aprovecha la evidencia experimental alcanzada por el HB-40 con el reactor WR-1, se puede determinar que la composición registrada en el reporte IDO-11401 (ref. 56), para el Santowax-R irradiado, será la composición más probable durante la operación del reactor.

Las composiciones para los diferentes refrigerantes, tanto en condiciones de alimentación (sin irradiar), como en condiciones de operación (irradiados), se dan en la tabla 1. De ahí se pueden observar también los diferentes compuestos orgánicos que conforman las mezclas refrigerantes; como los compuestos orgánicos con un peso molecular menor al bifenil (metano, propano, hexano, benceno, etc...), los bifeníles, los terfeníles y los cuaterfeníles, con sus respectivos compuestos hidrogenados. La fig. 9, complementa a la tabla 1., la cual presenta las fórmulas simplificadas y empíricas de

REFRIGERANTE	ϕ_2	ϕ_2	$h-\phi_2$	$CH_3\phi_2$	$o-\phi_3$	$m-\phi_3$	$p-\phi_3$	$ho-\phi_3$	$hm-\phi_3$	$hp-\phi_3$	ϕ_4	$h-\phi_4$	HB
SANTOWAX-R ALIMENTADO (% IRRADIAR)					10.4	52.5	20.	17.1					
SANTOWAX-R ESTABLE (IRRADIADO)		0.8			6.4	36.2	19.1	14.0					23.5
HB-40 ALIMENTADO (% IRRADIAR)			1		4	2	1	3	47	22	3	17	
HB-40 ESTABLE (IRRADIADO)	3	5		11	1	10	5	28			7		30

NOTA: LAS CANTIDADES SON % en PESO.

TABLA I .- COMPOSICIÓN DE LOS REFRIGERANTES ORGÁNICOS UTILIZADOS PARA EL ESTUDIO DEL REACTOR NUCLEAR OCR-500.

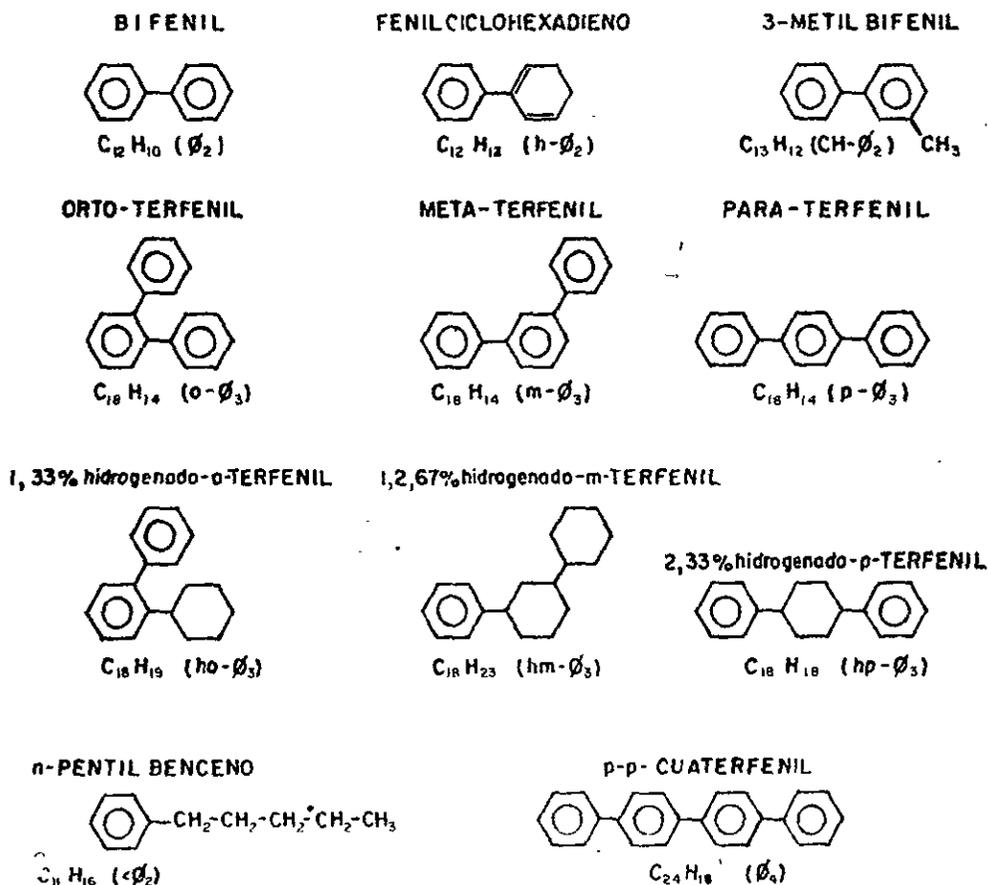


FIG.9 .- ESTRUCTURA DE ALGUNOS COMPUESTOS ORGÁNICOS QUE COMPONEN A LOS REFRIGERANTES ORGÁNICOS.

algunos compuestos orgánicos; las cuales permitirán entender, como están conformados los refrigerantes y qué propiedades físicas y químicas se pueden esperar de las mezclas de estos compuestos.

En el párrafo anterior faltó mencionar a los compuestos denominados por las letras HB (en forma general considera a los compuestos con peso molecular superior al de los cuaterfeniles). El significado de las letras en forma literal, es de Herbidores Altos (High Boilers), es decir compuestos con un punto de ebullición alto; este término surgió con el uso de terfeniles, y se definió al principio, como cualquier compuesto en el refrigerante menos volátil que el p-terfenil (el terfenil menos volátil), estableciendo ciertas condiciones en la destilación, que permitieron determinar la definición (100 mg. de refrigerante a 175° C y 0.06667 kPa por 4h)¹⁹ pero tiempo después, estudios cromatográficos más rigurosos de estos refrigerantes, encontraron que los cuaterfeniles (en la definición original eran HB), también eran destilados en estas condiciones, por lo tanto se corrigió la definición; considerando a los compuestos HB, como cualquier compuesto menos volátil que los cuaterfeniles, es decir hidrocarburos superiores a C_{24} . Este término se analizó por separado, debido a que será un parámetro importante en el desarrollo del análisis, ya que interviene tanto en caracterización de las propiedades físicas y químicas de los refrigerantes, como en la determinación de las condiciones de operación del sistema de enfriamiento. Además convenía aclarar el término. HB, el cual se usará a lo largo de este trabajo.

¹⁹ En el sistema internacional de unidades, es tolerado en casos especiales, el uso de ciertas unidades que no corresponden a las unidades fundamentales, establecidas por este sistema; para la mejor comprensión de la magnitud física que representan. (Debido a que en el trabajo cotidiano de la ciencia y la tecnología, existen unidades de uso común, que son muy pequeñas ó demasiado grandes en función de las unidades fundamentales del S.I., si por ejemplo 100 mg. en vez de 0.0001 kg. ó 4h. en vez de 14,400.0 s)

b) **Peso molecular.**- Como se ha mencionado las mezclas refrigerantes (HB-40 y SW-R), tienen una variedad de compuestos orgánicos, y por lo tanto de pesos moleculares que oscilan entre los 16 kg/kmol y los 1000 kg/kmol. Por lo que se ha tratado de encontrar ó de cuanificar, un peso molecular característico de la mezcla, llamémosle: peso molecular promedio. Este peso molecular promedio, está en relación al peso molecular del compuesto orgánico y a la concentración del mismo en el refrigerante, tomando en cuenta a cada uno de los componentes de la mezcla; generalmente este peso molecular está en función directa del contenido de HB, debido a su mayor contribución, tanto en la magnitud del peso molecular (ya que tiene a los compuestos con mayor peso molecular) como en la composición del refrigerante (ya que generalmente contribuye con el 30% de la mezcla). Por lo tanto, ambos datos, son reportados paralelamente, así se tiene que el Santowax-R el peso molecular varía de 393 a 501 kg/kmol, con una variación en el porcentaje en peso de HB de 25.2 a 32.4%; el HB-40 tiene una variación de 240 a 320 kg/kmol, con una variación de 0 a 45% en peso de HB.

En la realidad, las concentraciones pueden variar, por lo que es necesario tener un modo de poder calcular el peso molecular promedio de la mezcla, además de poder predecir el comportamiento de peso molecular frente a los cambios de concentración. Con base en el párrafo anterior y los datos registrados en reporte IDO-11401 (ref. 56), para Santowax-R y en el reporte AECL-4922 (ref. 95) para el HB-40, se obtuvieron las siguientes correlaciones (válidas en los intervalos antes mencionados):

Para el Santowax-R, con un 1.2% de error.

$$PM. = 87.729142 (HB)^{0.464603} \text{ ----- (3-1)}$$

Para el HB-40 con un 2.9% de error.

donde: PM, es el peso molecular promedio (kg/kmol)

HB, es el porcentaje en peso de HB en la mezcla.

c) *Impurezas.*- Las impurezas en los refrigerantes orgánicos, se consideran en sí a los productos ó a los compuestos que contaminan al refrigerante, es decir compuestos ajenos a la estructura homogénea del refrigerante, los cuales pueden causar problemas en la operación y el manejo del refrigerante, por lo que hay que tratar al refrigerante antes de ser alimentado al sistema de refrigeración, para reducir el contenido de estas impurezas a niveles aceptables para el adecuado funcionamiento del sistema.

Estas impurezas son frecuentemente, compuestos inorgánicos, tales como, el hierro, oxígeno, azufre, cloro ó trazas de metales (Na, Cu, Pb, etc.) y partículas de material en suspensión, ya sean inorgánicas ú orgánicas.

La descripción del tratamiento necesario para el refrigerante, como los niveles de concentración, que se requieren para el buen funcionamiento del sistema de enfriamiento, se revisarán con más detalle en la sección 3.4.

d) *Solubilidad de gases.*- Esta propiedad es importante porque como se verá en la sección 3.3, durante la descomposición de los refrigerantes, se generarán compuestos en estado gaseoso, los cuales hay que remover del sistema; en consecuencia es necesario saber qué cantidad de estos compuestos puede disolverse en el refrigerante y por ende saber qué concentración tendrán en la mezcla refrigerante.

Se han realizado varios estudios para poder determinar la solubilidad de los principales gases en los refrigerantes orgánicos, la evidencia experimental ha mostrado que el comportamiento del fenómeno de la solubilidad de gases en mezclas refrigerantes orgánicos, puede ser descrito por la ley de Raoult-Henry (principalmente para el N₂).

Con base en lo anterior y reforzado con los datos obtenidos para otros gases, la ley de Raoult-Henry puede ser extendida en forma general; por lo tanto la solubilidad (cantidad de gas disuelto en una unidad de volúmen de solución) puede ser determinada por medio de la siguiente expresión:

$$\Omega_G = \rho \left(\frac{P - {}^\circ P}{H - {}^\circ P} \right) \frac{M_G}{M_R} \quad \text{----- (3-3)}$$

- donde: Ω_G , es la solubilidad del gas en el refrigerante orgánico. (kg/m³)
- M_G , es el peso molecular del gas (kg/kmol)
- M_R , es el peso molecular del refrigerante orgánico. (kg/kmol)
- ρ , es la densidad del refrigerante orgánico (kg/m³)
- P, es la presión total del sistema (kPa)
- ${}^\circ P$, es la presión de vapor del refrigerante orgánico a las condiciones del sistema. (kPa)
- H, es la constante de la ley de Henry para el gas en el refrigerante orgánico. (kPa)

Las constantes de la ley de Henry; para el metano, hidrógeno, nitrógeno y otros gases en el refrigerante HB-40 (disolvente), se pueden obtener de la figura 5.2/3 del reporte AECL-4922 (ref. 95) y para los gases nitrógeno, hidrógeno y metano en el refrigerante Santowax-R, en el capítulo correspondiente del reporte IDO-11401 (ref. 56).

Nota: También es posible determinar los valores de la constante de Henry para gases en *líquidos orgánicos*, mediante el planteamiento propuesto por J.O. Osburn y P.L. Markovic. ref. 68.

Aunque es evidente, conviene aclarar que las pruebas experimentales fueron realizadas fuera de las condiciones del reactor, donde aplica la solubilidad ideal de los gases; por lo que hay que tener cuidado al manejar la expresión anterior y los datos que resulten de ella, cuando se apliquen a las condiciones establecidas en el reactor. Pero a falta de datos experimentales en condiciones reales, se puede tener en mente esta expresión, no como una propiedad absoluta, sino como un marco de referencia para el comportamiento de los gases, que permita dar una idea de los posibles valores de la solubilidad que se pudieran obtener durante la operación del reactor. Lo que pone de manifiesto, la necesidad de realizar estudios sobre esta propiedad a las condiciones de operación del reactor.

e) **Flamabilidad.**- Cuando se enlistan las ventajas y desventajas de los refrigerantes orgánicos, una de las desventajas es lo inflamables que pueden ser por lo que se deben tener precauciones en el caso de una fuga, ya que pueden provocar graves accidentes. Por lo tanto hay que determinar y cuantificar los parámetros que caracterizan esta propiedad para poder tomar las medidas que correspondan para reducir al mínimo los riesgos de accidente por esta causa.

Hay cuatro tipos ó causas de fuego debido a los refrigerantes orgánicos, las cuales se describen a continuación.

La primera causa de incendio es debida al encendido de los depósitos de estas sustancias; este tipo de incendios generalmente son fáciles de apagar debido a que queman muy lentamente (aunque generan grandes cantidades de humo negro y denso, lo

que dificulta la visibilidad, complicando la acción directa para apagar el incendio), debido a esto se recomienda contar con un equipo automático. Es importante para tener un control de las condiciones de almacenamiento y evitar este tipo de accidentes, determinar el punto de flama (temperatura a la cual suficiente vapor inflamable es suministrado por un líquido calentado, para mantener la combustión de una pequeña flama), para el Santowax-R tiene un valor de 232° C y para el HB-40, de 190° C.

La segunda causa es debida a la autoignición, es decir que sin ningún motivo externo se enciende espontáneamente. Por lo tanto hay que definir el punto donde se lleva a cabo este proceso; generalmente se define, como la temperatura a la cual la oxidación avanza en tal proporción y a gran velocidad que la proporción de generación de calor es mucho mayor que la proporción de pérdida de calor, lo que da como consecuencia que la substancia se incendie espontáneamente sin ningún estímulo externo (chispa ó llama). Los valores reportados para el Santowax-R, y el HB-40, son: 538° C y 395° C²⁰ respectivamente.

Estudios más recientes han determinado que el valor reportado anteriormente no era el adecuado, ya que el método utilizado era limitado debido a que este fenómeno depende de otras variables (temperatura del aire, concentración de oxígeno, composición de la mezcla, etc.) y no sólo de la temperatura del refrigerante, (por ejemplo: un refrigerante orgánico (HB-40) a una temperatura de 640° C, en contacto con el aire a la temperatura ambiental, no sufrirá ignición, no obstante que su temperatura es casi dos veces la reportada como de autoignición, en cambio si el mismo refrigerante, a una temperatura menor (de 375° C), es expuesto a un aire con una temperatura de 375° C, se incendiará instantáneamente). Por lo que el WNRE, determinó otro procedimiento²¹ para

²⁰ Datos para refrigerantes sin irradiar.

²¹ Ver sección 9.3 del reporte AECL-4922 (ref 95).

calcular el punto de autoignición, esta institución reporta un valor de 375° C²² para el HB-40 (para el Santowax-R, no ha sido determinado). De lo anterior se puede establecer que lo importante, para evitar un incendio por autoignición, no es la temperatura del refrigerante, sino la temperatura que tenga el aire que rodea al sistema y que posiblemente entre en contacto con él, en caso de fuga; por lo que se recomienda tener una temperatura ambiental por lo menos de 50° C por debajo de la temperatura de autoignición, con lo que se evita cualquier posibilidad de accidente por esta causa.

El tercer tipo ó causa es debido a la auto-oxidación, y se refiere a la ignición espontánea del refrigerante debido al calor generado por la oxidación en lugares de retención de calor (p. ej. los recubrimientos ó aislantes de tuberías, válvulas, uniones, etc...). Lo anterior sucede al haber una fuga imperceptible, los recubrimientos ó los aislantes absorben poco a poco, sin dejar casi huella, al refrigerante; el cual debido a la acumulación de calor y al entrar en contacto con el aire, se oxida lentamente, hasta que se incendia espontáneamente. Por lo tanto, hay que tener una revisión periódica y minuciosa en este tipo de materiales, para evitar problemas mayores.

La cuarta causa de incendio es por la deflagración de vapores, debido a la fuga de grandes cantidades de refrigerante caliente, no es el caso de la autoignición, en este caso se necesita una causa externa, para comenzar la ignición. Por lo tanto hay que determinar el punto flash (temperatura a la cual, un líquido calentado, desprende suficiente vapor para flashear momentáneamente, con la aplicación de una pequeña flama ó chispa) para tener una idea de la peligrosidad de una fuga de este tipo; para el Santowax-R se reporta una temperatura de 207° C y para el HB-40 una temperatura de 180° C.

²² Para refrigerantes irradiados, este valor aumenta 45°

De las temperaturas reportadas, se puede establecer que existe una gran posibilidad de incendio en el caso de una fuga, ya que fácilmente se alcanzan tales temperaturas; por lo que hay que tomar precauciones para un accidente de este tipo; se deben realizar revisiones periódicas en forma estricta y detallada, del sistema de enfriamiento, lo que reducirá notablemente el riesgo; se deberán separar los equipos que puedan provocar una chispa ó una pequeña flama (motores eléctricos ó de combustión, equipos eléctricos, quemadores, etc.), de las áreas potencialmente peligrosas, además se deberá de instalar un sistema contra incendios, entre otras medidas, éstas deberán de respetarse, ya que el peligro máximo, no radica en la generación de un incendio; si la concentración del vapor aumenta considerablemente, existe la posibilidad de una gran explosión, lo que sería de graves consecuencias, no sólo para la planta, sino para la comunidad y el medio ambiente que la rodea.

Para redondear esta sección, es conveniente dar a conocer los valores del calor de combustión que se podrían generar, durante la combustión de alguno de los refrigerantes, lo que permitirá tener una idea de la magnitud que alcanzaría un accidente por estas causas. Con base en los datos experimentales reportados para el Santowax-R y el HB-40, se obtuvieron las siguientes correlaciones:

Para el Santowax-R, con un \pm 5% de error.

$$\Delta HC = 3.9000849 \times 10^7 + 2.0071 \times 10^4 (HB) \text{ ----- (3-4)}$$

Para el HB-40, con un \pm 2% de error.

$$\Delta HC = 4.5316799 \times 10^7 (HB)^{-0.035798} \text{ ----- (3-5)}$$

donde: ΔHC , es el calor de combustión del refrigerante orgánico. (J/kg)

Aplicando las expresiones anteriores, a los refrigerantes respectivos en condiciones de operación (irradiados), se obtienen los siguientes valores:

Para el Santowax-R: $(23.5\% \text{ de HB}) \Delta H_c = 3.947101 \times 10^7 \text{ J / kg.}$

Para el HB-40: $(30\% \text{ de HB}) \Delta H_c = 4.012186 \times 10^7 \text{ J / kg.}$

f) Toxicidad.- Los refrigerantes orgánicos producen efectos irritantes sobre la piel, los ojos y vías respiratorias, por lo que hay que tener cuidado al manejarlos. Estos efectos se pueden controlar perfectamente con el uso de prácticas de higiene industrial; como el uso de ropa adecuada, lentes protectores (para evitar el contacto con los ojos), uso de mascarillas (para la protección de las vías respiratorias); lo que evita cualquier efecto desfavorable ó nocivo de los terfeniles.

Estudios sobre toxicidad oral con el Santowax-R irradiado y otros polifeniles, han demostrado (en animales de investigación), que los seres vivos tienen un alto grado de tolerancia a este tipo de refrigerantes; los cuales no son tan nocivos en pequeñas dosis. La dosis más baja que puede ser letal fue de 0.005 kg/kg (para conejos), sobre esta información se estima que un hombre de 82 kg, tendría que digerir cerca de 0.300 kg. de Santowax-R (lo cual es casi imposible) para adquirir una dosis letal.

Sobre la inhalación, se ha analizado que la respiración de grandes cantidades es imposible debido a su presión de vapor relativamente baja.

En relación a sus efectos farmacológicos, se han encontrado que son nulos; una indicación significativa de lo inerte que son, farmacológicamente hablando, los bifeniles y terfeniles (los polifeniles en general), es el hecho de que los trabajadores expuestos a

estos materiales (nieve y vapores), en los diferentes programas de investigación, no han sufrido efectos dañinos a su salud

Con base en lo anterior, se puede establecer que los refrigerantes orgánicos (HB-40 y SW-R) son sustancias no tóxicas, sin olvidar que hay que guardar ciertas reglas de seguridad, al manejarlas como en todo proceso industrial.

3.2.2.- PROPIEDADES FISICAS.

Por las mismas circunstancias descritas en la sección anterior, aquí tampoco se tratará, a fondo todas las propiedades físicas de los refrigerantes orgánicos seleccionados, sólo se describirán las propiedades físicas necesarias para el cálculo del fenómeno de la transferencia de calor (la densidad, la conductividad térmica, el calor específico y la viscosidad), y dos propiedades físicas más (la presión de vapor y el punto de fusión) que son de interés para la operación del sistema.

Generalmente, el cálculo de las propiedades físicas, se realiza por medio de correlaciones de la propiedad física en función principalmente de la temperatura; pero este tipo de sustancias ó de mezclas (en forma más específica), por su variedad en componentes, su relación no es tan sencilla; formalmente habría que incluir parámetros ó variables que describan la naturaleza de los componentes y la concentración que guardan en la mezcla, lo que daría como resultado una gran cantidad de ecuaciones. Estudios realizados sobre el comportamiento de los refrigerantes orgánicos, encontraron que lo anterior sería innecesario, ya que las propiedades físicas sufren cambios imperceptibles en relación a casi todos los componentes de la mezcla, a excepción de los compuestos HB (lo que no es extraño debido a su gran contribución en la mezcla, de 20 a 45%). Este

resultado tan importante permitió establecer, en el proceso de correlación solo una variable más ($P.F. = f(T, HB)$), facilitando la obtención de expresiones simples y seguras.

Las expresiones para el cálculo de las propiedades físicas; para el HB-40, fueron recopiladas de los reportes WNRE-164 (ref. 39) y del AECL-4922 (ref. 95); para el refrigerante Santowax-R, fueron obtenidas mediante la correlación de datos experimentales reportados en el reporte AEEW-R-256 (ref. 21), debido a que las expresiones reportadas para este refrigerante en las diferentes fuentes bibliográficas, eran para el Santowax-R sin irradiar, es decir, no tomaban en cuenta el contenido de HB, en consecuencia no se podrían aplicar a las condiciones de operación del reactor.

Las expresiones (tanto para el HB-40, como para el SW-R) se reportarán en dos tipos de unidades: en el sistema internacional de unidades y en unidades de uso común. Esto se debe a que en Ingeniería Química, las unidades del sistema internacional, no son aún de uso cotidiano, por lo tanto, no se manejan perfectamente; entonces para evitar que se pierda el sentido de la magnitud física (buen conductor del calor ó mal conductor, muy viscoso ó etc.), se utilizarán las unidades de uso común, como un marco de referencia. Para hacer más clara esta situación, se da una tabla comparativa (tabla 2) de las unidades en cuestión.

Las expresiones se presentarán en una forma general, dando en seguida los valores respectivos de las constantes utilizadas; tanto para el sistema internacional de unidades (S.I.), como para las unidades de uso común (U.C.). Los rangos de aplicación de las diferentes correlaciones, se darán en el párrafo introductorio, la nomenclatura de las variables, como sus unidades de medición correspondientes se darán al término de cada propiedad.

PROPIEDAD FÍSICA	SISTEMA INTERNACIONAL	UNIDADES DE USO COMÚN
CALOR ESPECÍFICO	$\frac{J}{kg \cdot K}$	$\frac{cal}{g \cdot ^\circ C}$ (a)
CONDUCTIVIDAD TÉRMICA.	$\frac{W}{m \cdot K}$	$\frac{cal}{s \cdot cm \cdot ^\circ C}$ (a)
DENSIDAD	$\frac{kg}{m^3}$	$\frac{g}{cm^3}$ (b)
PRESIÓN	$\frac{N}{m^2}$ (1)	mm de Hg. (a)
VISCOSIDAD	$\frac{N \cdot s}{m^2}$ (2)	$\frac{g}{cm \cdot s}$ (b) (3)

NOTAS: a) unidades no sistematizadas.
b) unidades del sistema C.G.S.

1) Pascal (Pa).
2) Pa·s (tambié. se le denomina, poiseuille)
3) Poise.

TABLA 2. — COMPARACIÓN DE LAS UNIDADES DE MEDICIÓN UTILIZADAS EN LAS PROPIEDADES FÍSICAS DE LOS REFRIGERANTES ORGÁNICOS.

Antes de pasar a las expresiones, es conveniente dar una descripción física muy general, de los refrigerantes orgánicos: El HB-40, es una mezcla con una temperatura aproximada de fusión de $0^\circ C$, por lo tanto es líquido a temperatura ambiente, de color amarillo pálido, con una consistencia parecida a la de un aceite lubricante ligero; debido a la descomposición, su consistencia de hace más viscosa y su color cambia a negro. La mezcla refrigerante, Santowax-R, tiene una temperatura de fusión alrededor de los $150^\circ C$, por lo tanto es sólido a temperatura ambiente, en esta forma tiene un color café oscuro; en estado líquido, tiene una consistencia más o menos viscosa, y un color negro, por las mismas razones que el HB-40.

Los puntos de fusión se dan como aproximados, debido a que estos refrigerantes son mezclas no-eutécticas de varios componentes, por lo tanto no tienen un punto de fusión determinado. (Este tipo de mezclas comienzan a solidificarse, alrededor de las

temperaturas mencionadas, en forma de emulsión gelatinosa, la cual se solidifica totalmente, unos cuantos grados más por debajo de la temperatura reportada²³). Estudios realizados, para determinar los puntos de fusión en mezclas refrigerantes orgánicas, encontraron que la concentración y la proporción entre los tres isómeros del terfenil en la mezcla era el parámetro fundamental para poder determinar el punto de fusión (principalmente la del p-terfenil); en cambio, al contrario de las otras propiedades físicas, el contenido de HB fué poco relevante.

Por último si se requiere mayor información de las propiedades físicas, se pueden consultar las siguientes referencias (13), (21), (39), (56), (67), (81) y (95).

a) Calor específico.- Las mediciones de esta propiedad para el HB-40 fueron en el rango de temperatura de 100 a 300° C y del 0 a 45% en peso de HB; para el Santowax-R fueron entre los 150 a 400° C y del 17 a 64% en peso de HB.

Para el HB-40

$$C_p = A + B(T) + C(HB) + D(T)(HB) \text{ ----- (3-6)}$$

S.I.

$$A = 1.5049 \times 10^3$$

$$B = 3.5476$$

$$C = 5.0183 \times 10^{-1}$$

$$D = -1.9283 \times 10^{-2}$$

U.C.

$$A = 3.59433 \times 10^{-1}$$

$$B = 8.47330 \times 10^{-4}$$

$$C = 1.19860 \times 10^{-4}$$

$$D = -4.60567 \times 10^{-6}$$

Para el Santowax-R, con un $\pm 0.1\%$ de error.

$$C_p = A + B(T) + C(T)(HB) \text{ ----- (3-7)}$$

²³ La diferencia de temperaturas, puede variar de un refrigerante a otro, p. ej. para el Santowax-R, se solidifican totalmente, por los 60°C, dando como resultado una diferencia de aproximadamente 90°C.

S.I.	U.C.
A = 1586.857008	A = 0.379014285
B = 2.670276725	B = 6.377846386x10 ⁻⁴
C = -5.6505269x10 ⁻³	C = -1.349605169x10 ⁻⁶

donde: c_r , es el calor específico del refrigerante. (J/(kg·k)) ó (cal./(g · ° C))

T= (TK - 273 15) (° C)

TK, es la temperatura del refrigerante. (K)

HB, es el contenido de HB en la mezcla (%)

b) Conductividad térmica.- Los rangos de aplicación son: para el HB-40 de 50 a 400° C para la temperatura y de 0 a 40% para el contenido de HB; para Santowax-R, de 200 a 400° C para la temperatura y de 17 a 80% para el contenido de HB.

Para el HB-40

$$k = A + B(T) + C(HB) + D(HB)(T) \text{ ----- (3-8)}$$

S.I.	U.C.
A = 1.2677x10 ⁻¹	A = 3.02785x10 ⁻⁴
B = -1.0864x10 ⁻³	B = -2.59482x10 ⁻⁷
C = 4.8620x10 ⁻⁴	C = 1.16127x10 ⁻⁶
D = 7.8045x10 ⁻⁸	D = 1.86407x10 ⁻¹⁰

Para el Santowax-R, con un ± 2% de error

$$k = A + B/T + C(HB/T) \text{ ----- (3-9)}$$

S.I.	U.C.
A = 9.1302519x10 ⁻²	A = 2.180723201x10 ⁻⁴

$$B = 1.701236778$$

$$B = 4.063334235 \times 10^{-3}$$

$$C = 0.191812665$$

$$C = 4.581366805 \times 10^{-4}$$

donde: k , es la conductividad térmica del refrigerante.

$$(\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})) \text{ ó } (\text{cal}/(\text{s}\cdot\text{cm}\cdot^\circ\text{C}))$$

c) Densidad.- Los datos que fueron correlacionados, para las expresiones siguientes oscilan entre los 25 y 400° C y entre el 0 y 43% de HB, para el HB-40; para el Santowax-R, entre los 150 a 400° C y entre el 17 al 86% de HB.

Para el HB-40

$$\rho = A + B(T) + C(\text{HB}) + D(T)(\text{HB}) \text{ ----- (3-10)}$$

S.I.

U.C.

$$A = 1.0181 \times 10^3$$

$$A = 1.0181$$

$$B = -7.3891 \times 10^{-1}$$

$$B = -7.3891 \times 10^{-4}$$

$$C = 2.2343$$

$$C = 2.2343 \times 10^{-3}$$

$$D = 1.6670 \times 10^{-3}$$

$$D = 1.667 \times 10^{-6}$$

Para el Santowax-R, con un \pm 1% de error

$$\rho = A + B(T) + C(T)(\text{HB}) \text{ ----- (3-11)}$$

S.I.

U.C.

$$A = 1.9542857 \times 10^3$$

$$A = 1.9542857$$

$$B = -1.008107902$$

$$B = -1.008107902 \times 10^{-3}$$

$$C = 5.056271351 \times 10^{-3}$$

$$C = 5.056271351 \times 10^{-6}$$

donde: ρ , es la densidad del refrigerante. (kg/m^3) ó (g/cm^3)

d) Presión de vapor - En los diferentes estudios realizados sobre propiedades de los refrigerantes orgánicos, la presión de vapor, es la propiedad con la que más problemas se ha tenido para poder determinar una expresión de cálculo aceptable, debido a que depende de varios parámetros, los cuales son difíciles de integrar en una expresión única.

Originalmente para evitar problemas, sólo se estableció la dependencia con la temperatura, con base en la ecuación de Clapeyrón ó en forma parecida, reportando las siguientes expresiones (en unidades del S I).

Para el Santowax-R

$$\ln ^\circ P = 13.64246 - 7368.288/TK \text{ ----- (3-12)}$$

Para el HB-40

$$\ln ^\circ P = 0.01418357(T) - 0.134208 \text{ ----- (3-13)}$$

expresiones válidas en un rango de temperaturas de 200 a 500° C. (refrigerantes sin irradiar)

Estudios posteriores, plantearon la posibilidad de determinar una expresión en función del contenido de HB (debido a la descomposición que sufren estos refrigerantes), tal como se había desarrollado en las otras propiedades físicas. Pero se reporta que esta opción no tuvo el éxito deseado, ya que no fué posible encontrar una correlación aceptable; por lo que no se reportan expresiones de este tipo, ni para el Santowax-R, ni para el HB-40, aunque sí se reportan datos experimentales, como los presentados en el reporte AEEW-R-256 (ref 21); los cuales se aprovecharon para establecer un proceso de correlación, dando como resultado la siguiente expresión:

$$\ln \text{°P} = A(\text{HB})^B + C(\text{HB})^D / T + E \text{ ----- (3-14)}$$

A = 9.52392	S.I.	E = 1.929597053
-------------	------	-----------------

B = -0.04832	U.C.	E = 3.94547094
--------------	------	----------------

C = -5.29277713x10³

D = -0 32835

la cual es válida entre, los 150 a 400° C y el 17 al 50% de HB; con un ± 15% de error, lo que parece aceptable.

La experiencia con el reactor WR-1, confirmó las suposiciones sobre la dependencia de la presión de vapor, en relación a una serie de parámetros; pero también determinó, que la presión de vapor en un sistema en operación, no sólo depende de las características del refrigerante y del sistema que lo contiene, sino del proceso de tratamiento que sufre el refrigerante; situación que complica aun más la obtención de una expresión de cálculo general, restringiéndose a ecuaciones específicas para un sistema en particular.

Con base en la experiencia en el WR-1 y las bases de diseño del OCR-500, se pudo obtener una serie de datos para la presión de vapor en función de la temperatura, los cuales se pueden representar mediante la siguiente expresión:

$$\ln \text{°P} = 4.45495 \cdot \text{EXP} [0.00102(T)] + A \text{ ----- (3-15)}$$

S.I

U.C.

A = 0

A = 2.014819471

la cual aplica para las condiciones establecidas en el reactor OCR-500 y en un rango de temperaturas de 200 a 500° C.

donde: $^{\circ}P$, es la presión de vapor del refrigerante. (kPa)²⁴ ó (mm de Hg)

Por lo tanto, considerando toda la información consultada para esta propiedad, se puede establecer ó determinar que las expresiones recomendadas para ser utilizadas en este análisis son la ecuación (3-15) para el HB-40, y la ecuación (3-14) para el Santowax-R (teniendo en cuenta las restricciones que implican los resultados aportados por la experiencia del reactor WR-1).

e) Viscosidad.- Los rangos en que son válidas las correlaciones de viscosidad son: para el HB-40, de 150 a 400° C con un contenido de HB de 0 a 45%; para el Santowax-R del 200 a 400° C y de 17 a 45% de HB.

Para el HB-40:

$$\mu = N* \text{EXP} [A + B(\text{HB}) + C(\text{HB})^2 + D/\text{TK} + E(\text{HB}/\text{TK}) + F(\text{HB})^2 / \text{TK}] \text{ --- (3-16)}$$

A = -11 6260	D = 2.1856x10 ⁻³	S.I	U.C.
B = 2.6269x10 ⁻²	E = -1.1560x10 ⁻¹	N = 1	N = 1x10 ³
C = -5.3368x10 ⁻⁴	F = 5.4814x10 ⁻¹		

Para el Santowax-R con un \pm 2.8% de error:

$$\mu = N(A* \text{EXP} [B(\text{HB})]) (T)^{C+(D\text{HB})} \text{ ----- (3-17)}$$

A = 1.088749731x10 ⁴	S.I.	U.C.
B = 0.08113846	N = 1x10 ⁻³	N = 1
C = -1.86128468		
D = -0.0094532		

²⁴ En el sistema intencional de unidades, es permitido utilizar prefijos para nombrar múltiplos ó submúltiplos, de las unidades derivadas. Ver apéndice I de la ref. (114).

donde: μ , es la viscosidad de la mezcla refrigerante. (Pa-s) ó (cP)

Para complementar la información relacionada con las expresiones reportadas, es necesario aclarar varios puntos:

El porcentaje de error, que aplica en las expresiones del HB-40, no se reporta en las fuentes bibliográficas consultadas, pero se cree que es menor al 10%; debido a que en los diferentes trabajos en que han sido utilizadas, se reportan excelentes resultados.

Las expresiones reportadas para el Santowax-R, fueron los mejores modelos (de una serie de modelos propuestos), para cada propiedad física, con base en los siguientes puntos: Mejor descripción global de la propiedad, mejor coeficiente de correlación y menor porcentaje de error global.

La conversión de unidades de un sistema a otro en las ecuaciones, fue mediante la conversión de la variable principal.

Por último, para redondear y finalizar esta sección, se obtuvieron los valores de las propiedades físicas, tanto para el HB-40 como para el Santowax-R, a las condiciones esperadas (promedio) en el reactor; las cuales se comparan con las propiedades físicas del agua a 25° C (tabla 3), para tener una idea del orden de magnitud de estas propiedades.

REFRIGERANTE	HB-40 (a 35.5°C y 30% de HB)		SANTOWAX-R (a 35.5°C y 30% de HB) ^①		H ₂ O (a 25°C)
	SI	U.C.	SI	U.C.	
DENSIDAD	840.569500	0.84056950	855.513842	0.85551384	0.99708
VISCOSIDAD	4.976804 x 10 ⁻⁴	0.49768045	4.208546 x 10 ⁻⁴	0.42085462	0.8937
CONDUCTIVIDAD TÉRMICA	0.10361998	2.474922 x 10 ⁻⁴	0.11230426	2.682341 x 10 ⁻⁴	14.52 x 10 ⁻⁴
CALOR ESPECÍFICO	2.573989 x 10 ³	0.61478056	2.474627 x 10 ³	0.59105454	0.99892
② PRESIÓN DE VAPOR	134.443838	1008.244543	6.768768	50.761520	760 (a 100°C) y 1.322 x 10 ⁵ (a 355°C)
	601.143893	4508.202523	169.178211	1,268.730577	

NOTAS: 1) El contenido de HB, se consideró igual para ambos refrigerantes, ya que se espera que el Santowax-R también se estabilice en dicho valor dentro del reactor (el valor a nivel laboratorio es de 23.5%).

2) Para tener una idea del cambio que sufre la presión de vapor debido a los efectos de la radiación, se calculó la misma fuera del coctazo del reactor.

3) Para tener un mejor punto de vista de comparación, se determinó el valor de la presión de vapor del agua a 100°C, punto de ebullición, y a la temperatura en que se encuentran los refrigerantes orgánicos.

TABLA 3.- COMPARACIÓN DE LAS PROPIEDADES FÍSICAS DE LOS REFRIGERANTES ORGÁNICOS, EN RELACIÓN A LAS PROPIEDADES FÍSICAS DEL AGUA.

3.3.- FENOMENO DE DESCOMPOSICION DE REFRIGERANTE.

3.3.1.- DESCRIPCION GENERAL.

En el desarrollo para determinar el refrigerante adecuado para el uso en reactores nucleares, se establecieron varias ventajas y desventajas de los refrigerantes orgánicos; de las cuales se pudo determinar que los polifeniles (más específico los terfeniles) ofrecían la mejor combinación entre ellas. Pero por lo anterior, no se establece con este solo hecho, la eliminación de las desventajas que pudieran existir con estas sustancias; las características no deseadas de los refrigerantes orgánicos siguen existiendo, por lo tanto hay que estudiarlas y comprenderlas a fondo, para que en la medida de las posibilidades se puedan reducir ó controlar a un nivel aceptable. Una de estas características, es la descomposición que sufren los refrigerantes orgánicos en el corazón del reactor nuclear (principalmente) debido a los efectos combinados ó por separado del calor y la radiación nuclear.

Los efectos causados sobre los refrigerantes orgánicos, por la exposición a los dos factores anteriores, no son en la misma proporción, el grado en que se afectan en cada caso, dependerá de las condiciones que prevalezcan, en el sistema que contenga al refrigerante; por ejemplo, se ha podido establecer, que a bajas temperaturas hasta los 400° C aproximadamente, la radiación nuclear afecta ó provoca, del 60 al 85% de los productos de descomposición del refrigerante, el resto se debe a la acción del calor (la cual por debajo de los 300° C, es irrelevante), en cambio para temperaturas por encima de los 400° C, la acción del calor es de varios órdenes de magnitud mayor que la acción de la radiación nuclear. Por lo tanto se puede establecer que en las condiciones normales de operación del reactor OCR-500, la estabilidad térmica de los refrigerantes orgánicos (HB-40 y SW-R) será mucho mayor que la estabilidad radiolítica.

Los problemas de la descomposición no terminan con el hecho de saber la proporción del refrigerante que hay que suministrar de fresco, para reponer el refrigerante descompuesto, éstos van más allá, ya que el fenómeno de la descomposición provoca cambios en las propiedades de refrigerante (tanto en las físicas como en las químicas); los cuales deben ser determinados y ponderados, para poder predecir ó conocer, los trastornos que pudieran ocasionar al sistema. Así se tiene que el refrigerante al descomponerse, cambia de color, de un amarillo pálido (en el caso del HB-40) a un negro opaco, su consistencia se hace más viscosa, los valores de la densidad, viscosidad, etc., son diferentes a los valores obtenidos cuando no es irradiado, su peso molecular promedio aumenta, pero lo fundamental es que la composición de la mezcla varía debido al surgimiento de productos generados por la descomposición. Estos productos varían desde compuestos gaseosos, como el hidrógeno y el metano, hasta compuestos de peso molecular alto, como el quinquefenil ó los polímeros pesados.

En consecuencia, surge la necesidad de tener un conocimiento certero y cercano a la realidad de las proporciones de descomposición y de los productos generados por este fenómeno, el cual será de suma importancia, ya que permitirá determinar parámetros para el diseño y la operación del sistema en general del reactor OCR-500 y en forma específica del sistema de enfriamiento y del sistema de purificación del refrigerante. Estudios realizados sobre este fenómeno, han determinado que aproximadamente el 80% del refrigerante afectado se transformará en polímeros de alto peso molecular, el otro 20%, se transformará en una gran gama de productos; análisis cromatográficos²⁵ han indicado hasta 100 señales características de compuestos (algunos desconocidos), lo que determina que el refrigerante orgánico es una mezcla muy compleja de compuestos. Debido a esta complejidad, por conveniencia, los compuestos de la mezcla refrigerante

²⁵ Un espectro de cromatografía de gases, para el HB-40, se puede consultar en la fig. A.9 del apéndice A del reporte WNRE-164 (ref. 39).

irradiada, se agruparán en cuatro grupos característicos, con base en la volatilidad de sus elementos, *permitiendo con esto, analizar y manejar mejor este fenómeno*. Los grupos en orden decreciente de volatilidad son: 1) gases, 2) volátiles, 3) intermedios, 4) compuestos HB. La tabla 4, muestra en una forma más clara, esta clasificación ejemplificando, tanto los compuestos que conforman cada grupo, como la concentración más probable de encontrar, de los respectivos grupos, en la mezcla irradiada. En la misma tabla, se observa la designación de concentraciones *en equilibrio*, esto se debe a que el refrigerante dentro de un circuito de operación continua (sistema de refrigeración) alcanza un punto en el proceso de descomposición, en el cual ya no prosigue la descomposición, sino que se mantiene a ese nivel (estable), situación que es muy favorable, ya que si se logra mantener ó controlar tales concentraciones dentro del sistema, el refrigerante se mantendrá en equilibrio; lo que dará como resultado, que las propiedades del refrigerante podrán ser predecibles y en consecuencia se podrán mantener dentro de un rango aceptable para el buen funcionamiento del sistema.

Con base en los datos reportados en los primeros trabajos sobre la descomposición de los refrigerantes orgánicos; se tenía la idea, de que para evitar problemas durante la operación de un reactor nuclear que utilizara este tipo de refrigerante, se deberían eliminar totalmente todos los productos de descomposición; pero estudios más recientes y principalmente la experiencia con el sistema del WR-1, se encontró que la eliminación de estos productos no debería realizarse en forma irracional, sino que debería hacerse en forma racionada y coherente, ya que los efectos de estos productos en la mezcla no eran totalmente desfavorables, es decir que tenían cualidades que favorecían el buen funcionamiento del sistema.

De los datos obtenidos con el reactor WR-1 y reforzados con los del circuito U-3, se pudieron establecer las ventajas y desventajas, que se pueden obtener de cada uno de

los grupos generados por la descomposición (las que fueron muy útiles para el diseño del sistema de tratamiento), la tabla 5 muestra en forma clara y sencilla estas características.

Con base en lo anterior, se elaboró una evaluación, con el fin de obtener un balance adecuado, entre las características de la descomposición y las características óptimas de la transferencia de calor, la que dió como resultado la siguiente conclusión: La composición óptima de la mezcla refrigerante, para el buen funcionamiento del sistema, se llevará a cabo mediante la eliminación de todos ó la mayor parte de los compuestos gaseosos; la retención de una cierta cantidad aceptable de los volátiles junto con la gran mayoría de los intermedios y con el manejo adecuado de la concentración de compuestos HB.

El resultado anterior, fué fundamental, no sólo para el desarrollo de un sistema de tratamiento de refrigerante orgánico, sino para la posible aplicación de este tipo de refrigerantes a reactores nucleares de escala mayor, eliminando totalmente los mitos (altos costos por descomposición, pobre transferencia de calor, etc...), que envolvían a estas substancias, sobre su aplicación a un nivel comercial, debido al fenómeno de la descomposición.

A grandes rasgos y a través de esta sección, se han planteado las bases generales del fenómeno de la descomposición, las cuales serán de utilidad no sólo para entender las subsecuentes secciones, sino el problema planteado para este análisis.

GRUPO	DESCRIPCIÓN	CONCENTRACIÓN EN EQUILIBRIO.
GASES	Hidrógeno e hidrocarburos hasta C ₅ .	de 0 a 1% ^{a b}
VOLÁTILES	Hidrocarburos de C ₆ hasta el bifenil. ^c	de 3 a 6%
INTERMEDIOS	Bifeniles hasta los cuaterfeniles. ^d	de 24 a 28%
HB	Compuestos menos volátiles que el cuaterfenil ó sea hidrocarburos >C ₂₄ .	de 28 a 32%

- NOTAS: a) datos reportados en porciento en peso.
 b) concentraciones en equilibrio junto con un 35 a 40% de material orgánico sin descomponer.
 c) se excluye el bifenil.
 d) tienen el mismo rango de volatilidad que el refrigerante alimentado.

TABLA 4.- CLASIFICACIÓN DE LOS PRODUCTOS DE DESCOMPOSICIÓN.

GRUPO	VENTAJAS	DESVENTAJAS
GASES		Provocan una presión de vapor alta.
VOLÁTILES	Reducen la viscosidad y provocan una mejor transferencia de calor, además disminuyen la proporción de la descomposición.	Provocan una presión de vapor alta.
INTERMEDIOS	Provocan una densidad baja de hidrógeno.	
HB	Disminuyen la proporción de la descomposición y provocan una densidad baja de hidrógeno.	Aumentan la viscosidad y provocan una pobre transferencia de calor.

TABLA 5.- EFECTOS QUE PROVOCAN LOS PRODUCTOS DE DESCOMPOSICIÓN.

3.3.2.- MODELO DE DESCOMPOSICION.

Como se mencionó anteriormente, las mezclas refrigerantes de terfeniles son los refrigerantes orgánicos que sufren en menor grado los estragos ocasionados por la radiación nuclear y la temperatura, ya que su proporción de descomposición es mucho menor con respecto a los otros refrigerantes orgánicos. Aunque la descomposición es de un orden menor, si no se tiene el cuidado necesario, este fenómeno puede ocasionar problemas serios, por lo tanto es conveniente determinar las características y las causas relevantes que dan forma a este fenómeno, las cuales permitirán comprender mejor la descomposición y en consecuencia, poder predecir y controlar los efectos que ocasionará durante la operación del sistema.

En la sección anterior, se describió brevemente el fenómeno de la descomposición, en relación con las proporciones globales de descomposición y las proporciones de productos generados por ésta (tabla 4). Esta descripción es muy general y arbitraria, aunque ha dado excelentes resultados desde un punto de vista ingenieril, pero es necesario describir el fenómeno desde otro enfoque, un poco más formal, que permita entender realmente el problema desde sus orígenes; aunque después se obtengan ecuaciones, con un interés práctico para el cálculo de la descomposición.

Desde los inicios, se han realizado proyectos, en las diferentes instituciones mundiales (AECL, EURATON, UKAEA, etc...) para determinar el fenómeno de la descomposición lo mejor posible. Los resultados que se han reportado hasta el momento, tanto en pruebas de laboratorio (cápsulas), como pruebas a una escala mayor (reactor WR-1 y circuitos como el U-3), son de que el fenómeno de la descomposición se lleva a cabo primordialmente por dos mecanismos, los cuales se resumen en los siguientes párrafos:

El primero se debe, por la exposición del refrigerante, a la radiación nuclear (radiólisis), el cual depende de la energía absorbida por la sustancia orgánica (refrigerante); por lo tanto este mecanismo está en función directa de la dosis total²⁶ de radiación ionizante recibida y por el tipo de radiación (los neutrones rápidos son más dañinos, que los rayos gamma) pero a la vez no depende de la proporción de la dosis²⁷. Este mecanismo puede ser descrito por una ecuación de segundo orden con respecto a la concentración del refrigerante sin reaccionar. Su dependencia con respecto a la temperatura es muy leve, por lo que se le puede establecer como virtualmente independiente de esta variable, en cambio su dependencia en relación con el contenido de HB, es relevante ya que la proporción de reacción disminuye con el aumento en la concentración de HB en la mezcla.

El segundo mecanismo, se debe por el sometimiento del refrigerante, a las altas temperaturas (pirólisis ó radiopirólisis), los diferentes reportes publicados, han establecido que este mecanismo es independiente de la radiación nuclear, es decir no depende de la dosis total, ni de la proporción de la dosis, ni del tipo de radiación, característica que se ha verificado hasta proporciones de dosis de 1.25 kW/kg. (resultado que se ha establecido con refrigerantes ya irradiados, de aquí el nombre de radiopirólisis). El mecanismo puede ser descrito por una ecuación de primer orden con respecto a la concentración del refrigerante sin transformar. Su dependencia con la temperatura es relevante, por debajo de los 300° C no es importante, en cambio por encima de los 400° C hay que tomarla muy en cuenta, ya que la pirólisis puede ser de varios órdenes mayor que el mecanismo de radiólisis. La energía de activación para los refrigerantes orgánicos, promedia un valor de 230 kJ/mol.

²⁶Dosis total, cantidad de energía absorbida por el material orgánico durante cierto tiempo.

²⁷Proporción de la dosis, relación de la potencia entregada al material orgánico entre el peso del mismo,

Tal y como se describieron los mecanismos en los párrafos anteriores se podría pensar que ellos se llevan a cabo por separado e independientemente, sin embargo en la realidad no sucede así, en el reactor ó más específico en el corazón del reactor nuclear, ambos procesos se llevan a cabo simultáneamente y con cierta interrelación, lo que hace al problema de la descomposición más complejo y por lo tanto más difícil de ser descrito. Aunque los dos mecanismos estrictamente hablando, se consideran interrelacionados, estudios relacionados con este fenómeno, han planteado la posibilidad de no tomar en cuenta tal situación. Boyd y Tomlinson, encontraron que esta interdependencia, se hace importante por arriba de los 400° C, por debajo de ella se pueden considerar como independientes, con un porcentaje de error muy bajo; este planteamiento es fundamental para poder plantear un modelo que describa aceptablemente el fenómeno, ya que facilita el manejo de los mecanismos por separado.

De los modelos que se revisaron, se seleccionó el propuesto por Smee y Tomlinson ya que es un modelo muy accesible; además de que dió muy buen resultado al ser aplicado a los sistemas del reactor WR-1 y del circuito U-3, los cuales son la base del reactor OCR-500. Los puntos relevantes del modelo son:

- 1) En el rango de temperatura, en el que trabaja el reactor OCR-500, de 300 a 400° C, el proceso de la descomposición del refrigerante, se lleva a cabo por dos mecanismos: radiólisis y pirólisis, los cuales son independientes y aditivos.
- 2) El mecanismo de radiólisis, es independiente de la temperatura, en el rango establecido.
- 3) El mecanismo de pirólisis, es independiente de la radiación nuclear (para el refrigerante ya irradiado).

4) El proceso de descomposición radiolítica, está determinado por una reacción de segundo orden, con respecto a la concentración del refrigerante sin reaccionar.

$$\frac{dM}{dD} = -k_r M^2 \quad \text{-----} \quad (3-18)$$

donde: M , es la concentración del refrigerante que no se transformó. (fracción másica).

D , es la dosis inicial de refrigerante descompuesto ó la masa inicial de HB, formada por cada kWh de radiación absorbida. (kg/kWh).

k_r , es la masa inicial del refrigerante descompuesto ó la masa inicial de HB, formada por cada kWh de radiación absorbida. (kg/kWh).

5) El proceso de descomposición pirolítica, está determinado, por una reacción de primer orden, con respecto a la masa del refrigerante sin reaccionar.

$$\frac{dM}{dt} = -kM \quad \text{-----} \quad (3-19)$$

donde: t , es el tiempo de exposición. (h)

k , es la constante de pirólisis. (1/h)

6) La cantidad de refrigerante disponible, para ser transformado ó descompuesto por ambos procesos está determinado por:

$$CD = (1 - XHB)CM \quad \text{-----} \quad (3-20)$$

donde: CD , es la masa del refrigerante con posibilidades de ser transformada. (kg)

XHB, es la fracción másica de compuestos HB, en la mezcla del refrigerante.

CM, es la masa total del refrigerante *expuesta a los efectos de la radiación nuclear y del calor.* (kg)

Como se puede observar es un modelo bastante sencillo y fácil de entender, el cual está basado en datos experimentales a nivel laboratorio (pruebas en cápsulas), por lo cual es estrictamente empírico, limitando en cierta manera su aplicación; pero pese a estas características su aplicación, en sistemas de mediana escala, como el WR-1, ha resultado magnífica; lo que da una base razonable para poder extrapolar este modelo a sistemas de gran escala.

Si hay un mayor interés por profundizar en este fenómeno, en relación a los mecanismos de descomposición se puede consultar, el reporte WASH-1083 (ref. 67), el reporte IDO-11401 (ref. 56), el reporte AECL-4922 (ref. 95) ó los artículos de Tomlinson (refs. (103) y (104)).

Aunque el modelo anterior permite describir el fenómeno de la descomposición con excelentes resultados, para propósitos prácticos se necesitan expresiones para el cálculo de este fenómeno, que tengan una estructura más directa, más sencilla y que utilice parámetros controlables, es decir parámetros característicos del sistema, los cuales deben ser fáciles de calcular ó de medir (como lo serían las condiciones de operación ó las propiedades del refrigerante). Tomando en consideración lo anterior, se realizaron varios esfuerzos para poder obtener una expresión con tales características, basándose primordialmente, en el modelo de Smee y Tomlinson y la información obtenida con la experiencia con el reactor WR-1 y el circuito U-3; esfuerzos que dieron como resultado la siguiente expresión para determinar la proporción de descomposición en sistemas avanzados, tales como el reactor OCR-500.

$$D_T = D_R + D_P \text{ ----- (3-21)}$$

donde: D_T , es la proporción de descomposición total. (kg/h)

D_R , es la proporción de descomposición radiolítica (kg/h)

D_P , es la proporción de descomposición pirolítica. (kg/h)

$$D_R = (KR)(FFP)(FP) \left[\frac{100 - HB}{100 - 30} \right]^2 \text{ ----- (3-22)}$$

donde: KR, es la constante de radiólisis a 30% de HB.

(KR = 13.1×10^{-3} kg/kWh).

FFP, es la fracción de poder absorbido por el refrigerante. (para el reactor OCR-500, se puede aplicar el valor obtenido para el reactor WR-1, FFP = 0.0053)

FP, es el poder de fisión total del reactor. (kW)

HB, es el contenido de HB. (% en peso)

$$D_P = \left(\frac{100 - HB}{100 - 30} \right) \left[\sum_{i=1}^n W_i \text{EXP} \left[25.73 - \frac{E}{RT_i} \right] + \sum_{j=1}^m V_j \int_{T_1}^{T_2} \text{EXP} \left[25.73 - \frac{E}{RT} \right] \rho(T) \frac{dT}{\Delta T} \right] \text{ ----- (3-23)}$$

donde: n , es el número de regiones de refrigerante con temperatura constante.

W_i , es el peso del refrigerante en la región i . (kg)

- E , es la energía de activación²⁸. (kJ/mol)
- R , es la constante universal de los gases.
($R = 8.3143 \times 10^{-3}$ kJ/(mol·K))
- T_i , es la temperatura en la región i . (K)
- m , es el número de regiones de refrigerante con un cambio de temperatura (intercambiadores de calor, corazón del reactor, etc.)
- V_j , es el volúmen de la región j (m^3)
- $\rho(T)$, es la expresión de la densidad del refrigerante en función de la temperatura. (kg/m^3) (para un contenido determinado de HB)
- T_{1j} , es la temperatura de entrada a la región j . (K)
- T_{2j} , es la temperatura de salida de la región j . (K)
- ΔT_j , es el cambio de temperatura a través de la región j ($t_2 - t_1$)²⁹

Aplicando las ecuaciones anteriores, en la región comprendida por el corazón del reactor nuclear (OCR-500), utilizando como refrigerante el HB-40 y el Santowax-R, se obtienen los siguientes resultados; la proporción de descomposición total para el HB-40 es de 104.09142 kg/h y para el Santowax-R es de 104.10574 kg/h.

Para tener un conocimiento más completo del fenómeno de la descomposición, también se requiere determinar las proporciones de los productos generados (HB, volátiles, gases) por la descomposición los cuales serán fundamentales para determinar

²⁸Las energías reportadas para los refrigerantes orgánicos, se encuentra en el rango de 188 a 264 kJ/mol, con un valor promedio de 230 kJ/mol. Pero el reporte AECL-4922 (ref. 95) da un valor más bajo, 180.98 kJ/mol, ya que cierta evidencia experimental demostró que los compuestos sin saturar son más estables, que los parcialmente saturados.

²⁹Aquí se considera que el cambio de temperatura a través de la región es constante. Si esto no sucede, hay que introducir la función apropiada.

las condiciones de operación del sistema de tratamiento del refrigerante. Por lo tanto es necesario tener expresiones para su cálculo, siguiendo con el enfoque práctico, se darán las correlaciones reportadas por Smee, obtenidas con base en los datos de descomposición medidos en los sistemas del reactor WR-1 y el circuito U-3;

$$f_{HB} = 3.095 - 1.107 \times 10^{-2}(TC) + 0.909 \times 10^{-5}(TC)^2 + 6 \times 10^{-3}(HB) \quad \text{-----} \quad (3-24)$$

$$f_{VOL} = 2.069 \times 10^{-2}(TC) - 2.595 \times 10^{-3}(TC)^2 - 6 \times 10^{-3}(HB) - 3.479 \quad \text{-----} \quad (3-25)$$

$$f_{GAS} = 1.384 - 0.962 \times 10^{-2}(TC) + 1.686 \times 10^{-5}(TC)^2 \quad \text{-----} \quad (3-26)$$

donde: f_{HB} , es la fracción másica de compuestos HB

f_{VOL} , es la fracción másica de compuestos volátiles.

f_{GAS} , es la fracción másica de compuestos gaseosos.

$$TC = T - 273.15$$

T, es la temperatura del refrigerante. (K).

Estas expresiones deberán ser calculadas para cada región del sistema (debido a su dependencia con la temperatura), de igual manera que la proporción de descomposición pirolítica, para saber la proporción total generada en el sistema (ej. $\sum_{i=1}^n f_{HB}$); aplicando estas ecuaciones en la región del corazón del reactor OCR-500, se tendrá que el 49% del refrigerante descompuesto se transformará en compuestos HB, el 41% en compuestos volátiles y el 9% en compuestos gaseosos; en otra forma con los datos de proporción de descomposición obtenidos en párrafos anteriores, se tendrá que de los 104.091 kg de refrigerante descompuesto en una hora de proceso, 51.0047 kg corresponderán a compuestos HB ($D_T(f_{HB})$), del mismo modo se obtiene para los demás compuestos). Con estos datos ó resultados se dá por concluída la descripción ó el

planteamiento del modelo, que se cree mejor define el fenómeno de la descomposición, tanto desde un punto de vista formal, como desde un punto de vista ingenieril.

3.3.3.- REPROCESAMIENTO DEL REFRIGERANTE

En las secciones anteriores se determinó que el refrigerante orgánico sufre una descomposición, que se manifiesta y se identifica con la generación de productos (gases, volátiles y HB) no deseables en el sistema, cuyas concentraciones deben ser controladas. El propósito de esta sección es describir aunque sea en forma breve, los diferentes procesos de ingeniería química necesarios para mantener la composición del refrigerante (tabla 1) estable y en un punto óptimo (conclusión de la sección 3.3.1). Estos puntos son vitales, para evitar problemas durante la operación del reactor OCR-500.

Los diferentes procesos que se pueden llevar a cabo, para el reprocesamiento del refrigerante se resumen en el siguiente cuadro sinóptico:

REFRIGERANTE	PROPOSITO	PROCESO
SANTOWAX-R ó HB-40	Eliminación de los gases (todos) y de volátiles (un porcentaje apropiado)	- Desgasificación.
	Controlar la concentración de compuestos orgánicos con punto de ebullición alto. (HB)	- Destilación al vacío. - Destilación por arrastre de vapor. - Extracción por disolvente. - Hidrocracking catalítico. - otros

Los compuestos gaseosos y volátiles, generados en exceso durante la operación, son eliminados del sistema principal continuamente, por un sistema desgasificador; el cual consiste de un tanque desgasificador y de tres condensadores conectados en serie (principalmente). Una porción del flujo total (aproximadamente de 1 a 2%), se alimenta al tanque desgasificador (con una presión entre los 200 a 400 kPa), por medio de una barra rociadora, en donde se separan (ó vaporizan) los gases, los volátiles y una fracción de ciertos compuestos intermedios. La parte gaseosa que se obtiene pasa a un condensador (con una temperatura promedio de 150° C) donde se condensan principalmente los compuestos intermedios, los que se reintegran directamente, junto con la fracción líquida obtenida del desgasificador, al sistema principal. Los vapores resultantes del primer condensador, pasan a un segundo condensador (con una temperatura promedio de 100° C), en el cual se condensan el resto de los compuestos intermedios, cierta cantidad de compuestos volátiles (con peso molecular alto) y algo de agua; la fracción orgánica de este condensado es de utilidad y puede ser reintegrada al sistema principal, por lo tanto es necesario recuperar esta fracción de refrigerante útil de la solución acuosa (agua con impurezas), mediante un equipo de separación. Los vapores obtenidos del segundo condensador, pasan a un tercer condensador (con una temperatura promedio de 25° C), donde se condensa casi la totalidad de la mezcla restante (sólo quedan gases como hidrógeno e hidrocarburos ligeros, que pueden ser venteados a la atmósfera sin ningún problema); esta mezcla condensada puede ser desechada ó incinerada. Un diagrama de este sistema se puede observar en la figura 10a.

Para controlar el contenido de compuestos con punto de ebullición alto (HB), dentro del sistema de refrigeración primario, se han propuesto una serie de métodos ó procesos, en los diferentes centros de investigación, dependiendo del interés y el enfoque de cada proyecto; los procesos más usados son los enlistados en el cuadro anterior, y a los que se avocará esta sección.

El objetivo principal de estos procesos, es el de controlar la concentración de HB dentro de un nivel aceptable (30% de peso)³⁰; para mantener esta concentración es necesario remover los compuestos HB del sistema, en la misma proporción en que estos compuestos son generados por la descomposición. Realizar la eliminación de HB de una manera proporcionada (se produce 40% por lo tanto se elimina el 40%) es muy difícil, ya que el fenómeno de la descomposición, se lleva a cabo en las diferentes fases que conforman el sistema de enfriamiento y en una proporción diferente dependiendo de las condiciones que se establecen en cada región, por lo tanto tener un control y una *cuantificación exacta* de cómo está variando la generación de estos compuestos durante la operación, es muy difícil. Entonces lo que se hace es tratar una pequeña porción del flujo total, de la que se remueve la totalidad del contenido de HB, y después se reintegra al sistema principal; planteamiento práctico que facilita el problema, ya que sólo se necesita establecer qué cantidad ó proporción de flujo se debe tratar para mantener la concentración estable.

La elección del proceso dependerá, de la cantidad de refrigerante a tratar, de las condiciones de operación, de la eficiencia del proceso, así como de los costos necesarios para llevar a cabo el proceso; por lo tanto es necesario resaltar las principales características de cada proceso, para tener un mejor punto de comparación y poder evaluar correctamente, cual proceso es el más adecuado para el sistema OCR-500.

La destilación ha sido el proceso que más se ha utilizado desde los inicios en la investigación con este tipo de refrigerantes. Este proceso se ha diseñado para eliminar a los *compuestos orgánicos* con una volatilidad menor a la de los cuaterfeniles; el destilado que se obtiene, se puede considerar como refrigerante útil (una mezcla casi pura de terfeniles y cuaterfeniles), por lo que puede ser reintegrado al sistema principal sin ningún

³⁰En los diferentes reportes que se consultaron, se reporta que el contenido de HB óptimo en el sistema está entre el 25% al 45% de HB. El valor encontrado con la experiencia del WR-1 es de 30%.

problema, los fondos tienen un gran contenido de HB, por lo que generalmente se desechan ó se queman. Los principales métodos de destilación que se utilizan, debido a las características de los refrigerantes orgánicos son: al vacío y por arrastre de vapor.

Destilación al vacío.- Debido a que los refrigerantes orgánicos tienen un punto de ebullición alta y a la vez sufren descomposición por las altas temperaturas, se optó por este tipo de destilación, para reducir la temperatura de operación y evitar problemas con el refrigerante; este proceso ha dado buenos resultados, en los diferentes programas en que ha sido aplicado. El proceso consiste en alimentar una porción del flujo total, a una columna de destilación (con una temperatura de 300° C y una presión entre los 7 y 15 kPa), donde el 65% del refrigerante se vaporiza; el destilado (con una temperatura aproximada de 279° C) es condensado y recirculado al sistema principal, los fondos (con una temperatura aproximada de 390° C) con un contenido de 80% de HB, son enfriados (a una temperatura no menor de 200° C)³¹ y enviados a un tanque de almacenamiento, de donde se dispondrá su destino, ya sea para su desecho ó su incineración. Un diagrama de flujo de este proceso se puede observar en la fig. 10b.

Destilación por arrastre de vapor.- Este tipo de destilación, se utiliza generalmente en los siguientes casos: para separar cantidades pequeñas de impurezas volátiles; de grandes cantidades de material, para separar cantidades apreciables de materiales con un punto de ebullición alto, cuando el material a ser destilado es térmicamente inestable ó reacciona a altas temperaturas, cuando el material no puede ser destilado directamente debido a que su presión de vapor es baja, etc. como se puede observar varias de las situaciones en que se utiliza este tipo de destilación, encajan perfectamente en las características de los refrigerantes orgánicos; si a esto se le agrega que tiene un alto grado de eficiencia y que el costo de operación es relativamente

³¹ Los fondos a una temperatura menor de los 200° C (con un contenido del 80% de HB) son difíciles de manejar y existe la posibilidad de solidificación.

barato, la utilización de este proceso se hace obvia. El proceso consiste en alimentar una porción de flujo total de refrigerante, a una torre de destilación (con una temperatura entre los 300 y 350 ° C y una presión de 101.3418 kPa) en donde se pone en contacto con el vapor de agua (que funciona como acarreador), logrando la vaporización de la mezcla a presión atmosférica. El destilado que se obtiene se condensa totalmente y se pasa a un separador, donde se obtiene una mezcla orgánica útil³², la cual se reintegra al sistema principal, la solución acuosa (vapor de agua condensado con impurezas) es desechada, los fondos son tratados de la misma forma que en la destilación al vacío. El vapor (con una presión de 68.94 kPa) es alimentado a la columna en una proporción con respecto al destilado de 1 a 1.5. El diagrama simplificado de este proceso se muestra en la fig. 10c.

Para tener un concepto más claro de ambos procesos se realizó una evaluación comparativa, que dió como resultado los siguientes puntos:

- El riesgo de contaminación con el aire (posible oxidación del refrigerante)³³, es menor en la destilación por arrastre de vapor (DAV) que en la destilación al vacío (DV).
- El tamaño de la unidad, como los requerimientos mecánicos son mucho mayores en el proceso (DV) que en el (DAV).
- El proceso (DAV) es más versátil que el (DV), ya que sus condiciones de operación son más accesibles, lo que permite formar parte de un sistema integral con el circuito desgasificador.

³²Esta fase del proceso se realiza sin dificultad, ya que son líquidos inmiscibles, característica muy importante del método por arrastre de vapor.

³³Situación que puede provocar incendios, ver apartado (e) de la sección 3.2.1

- El proceso (DAV) necesita grandes cantidades de vapor y el equipo necesario para manejarlo, *elementos que no necesita el (DV)*.
- El proceso (DAV) necesita un equipo extra para separar el refrigerante útil del destilado, lo que no es necesario en (DV).
- Las posibilidades de corrosión y de desgaste son mayores en (DAV), que en el proceso de (DV).
- La contaminación de cloro³⁴ es menor en (DAV) que en (DV) ya que gran parte de los cloruros inorgánicos, se acumulan en la solución acuosa del condensado.

Puntos que son comunes a ambos procesos:

- Los fondos deben ser calentados adecuadamente, por dos sistemas independientes, para evitar cualquier posibilidad de solidificación.
- El contenido óptimo de HB en los fondos deber ser de 80 a 85%, un porcentaje mayor dificulta su manejo y aumenta considerablemente la posibilidad de solidificación.
- Se debe evitar el almacenamiento de los fondos ya que es una etapa³⁵ peligrosa e innecesaria; lo ideal es enviarlos directamente al incinerador.

Otro proceso utilizado para eliminar el contenido de HB, es la extracción por disolvente; el primer planteamiento consistió en mezclar la porción del refrigerante a tratar

³⁴Factor que es muy importante para reducir el fenómeno de la incrustación, ver secc. 3.4.3.

³⁵Situación que puede provocar incendios, ver apartado (e) de la secc. 3.2.1.

con un disolvente como el xileno-heptano ó nafta, lo que da como resultado un precipitado y una mezcla líquida. El precipitado (es aproximadamente el 20% del refrigerante original) es de un color negro característico, con un contenido de HB con un peso molecular bastante alto (también denominados HHB), el cual es fácilmente separado por filtración ó centrifugación para su desecho ó incineración; la solución es destilada para recuperar el refrigerante todavía útil y el disolvente necesario para seguir el proceso. Este proceso ha dado buenos resultados pero tiene el inconveniente de la destilación.

Un segundo planteamiento con base en los estudios realizados en el WNRE, permitió evitar este inconveniente, dándole una considerable proyección a este proceso. El planteamiento consiste en substituir los volátiles generados en el reactor por mezclas de xileno-heptano, que da como resultado la precipitación del 5 al 10% del refrigerante; aunque es menor con respecto al primer planteamiento, permite manejar el sistema con las siguientes ventajas:

Los costos de operación son reducidos ya que el disolvente es producido en el reactor y el proceso de la destilación no es necesario.

La eliminación únicamente de los compuestos con el peso molecular más alto (HHB), permite mantener un contenido de HB alto, sin modificar la viscosidad, lo que da como resultado una reducción de los costos de reprocesamiento.

Además se ha probado, que la eliminación de HHB, reduce el fenómeno de la incrustación.

Aunque el diseño original para el OCR-500, contempla la utilización de la destilación al vacío se cree que este proceso es el más adecuado.

De una manera global ésta ha sido la descripción de los diferentes procesos más *utilizados para el procesamiento del refrigerante orgánico*; aunque es una descripción muy breve y escueta, y desde un punto de vista estricto deja mucho que desear, se cree que cumple con el objetivo planteado con esta sección; el de dar sólo un panorama general, que permita conocer ciertas características del sistema de tratamiento del refrigerante, a la vez de redondear los factores que pueden converger al problema principal que se analiza, y no el de dar un análisis detallado del sistema de tratamiento (problema que podría ser tema de otro trabajo por separado).

Para una información más detallada sobre estos procesos, como de otros posibles a utilizar (hidrocracking catalítico, destilación molecular, etc ...) se pueden consultar las siguientes referencias (51), (56) y (95). Desde un punto de vista personal, se recomienda consultar el artículo (Chemical Engineering Technology of Organic Cooled Nuclear Reactors) de Kohl (ref. 51) para una revisión global del sistema de tratamiento, y el reporte AECL-4922 (ref. 95) (ver referencias del mismo reporte) para una revisión más detallada.

Nota: Ya que en los diferentes procesos anteriormente citados se plantea la incineración de los productos residuales, en la fig. 10d, se da el diagrama de flujo del sistema

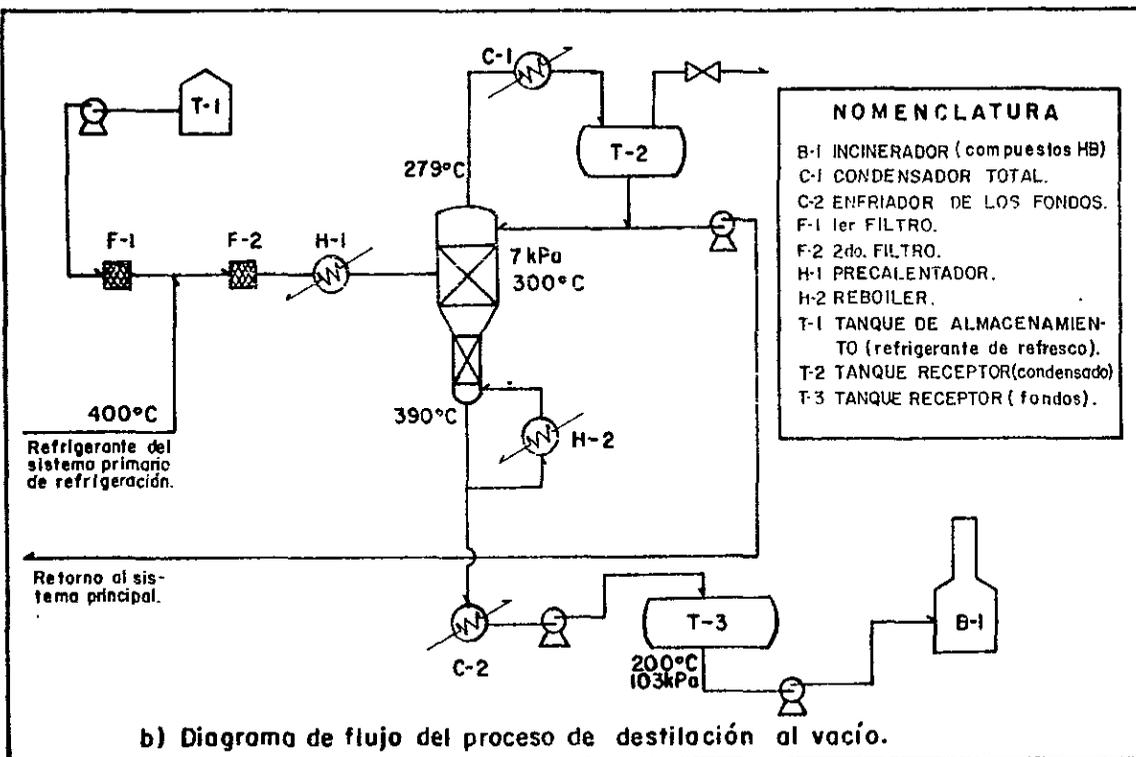
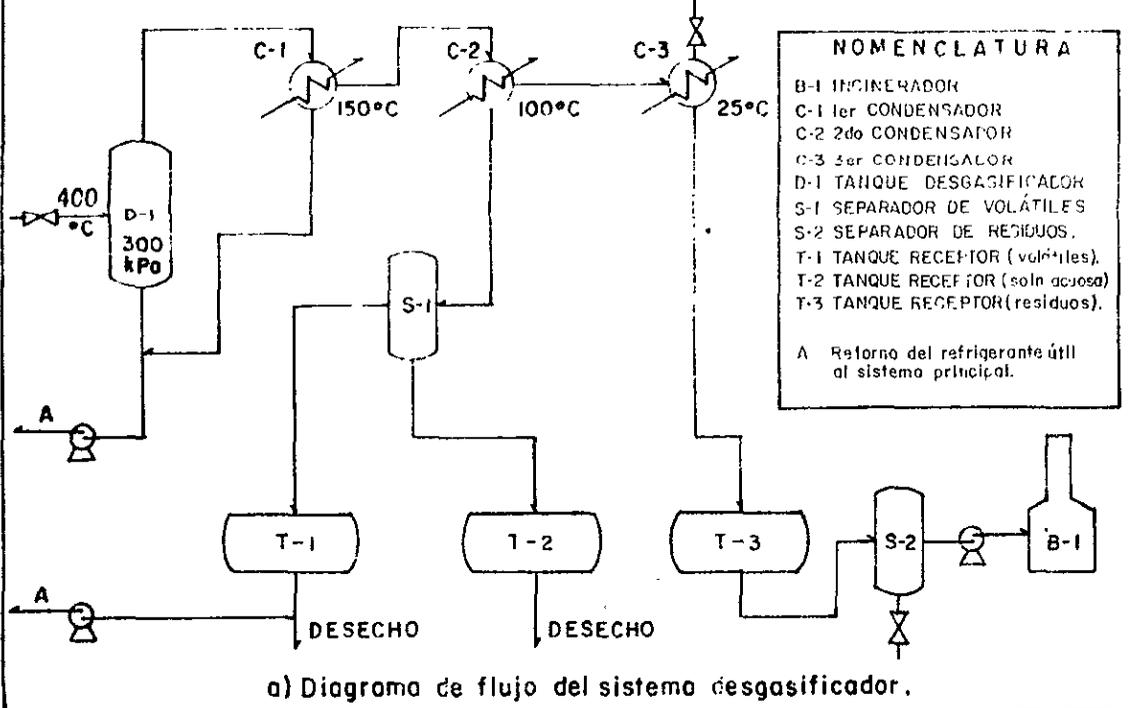
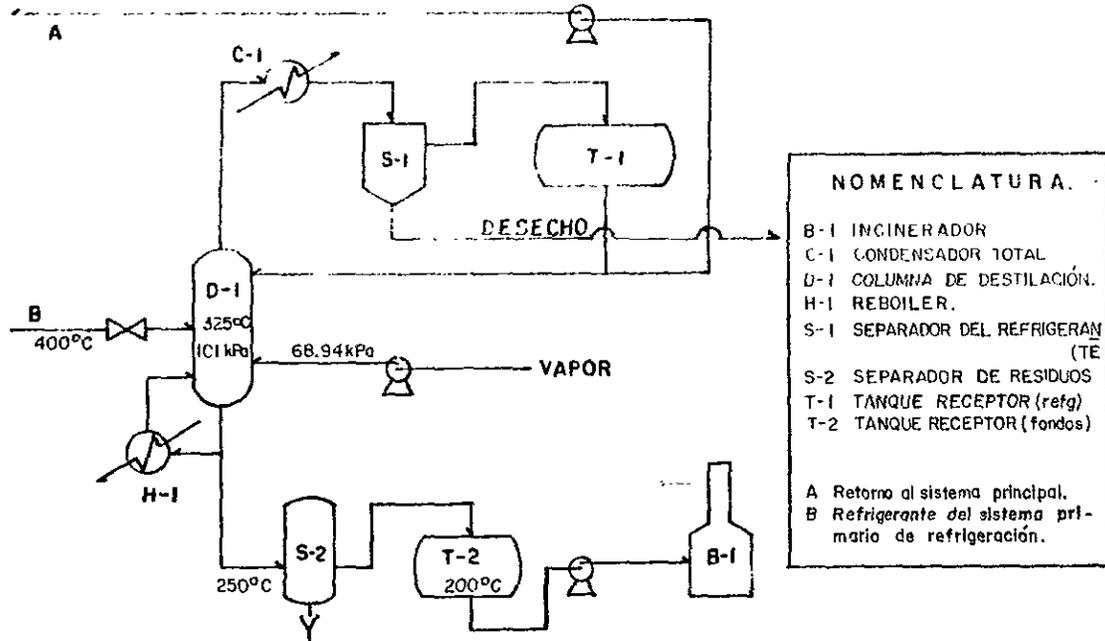
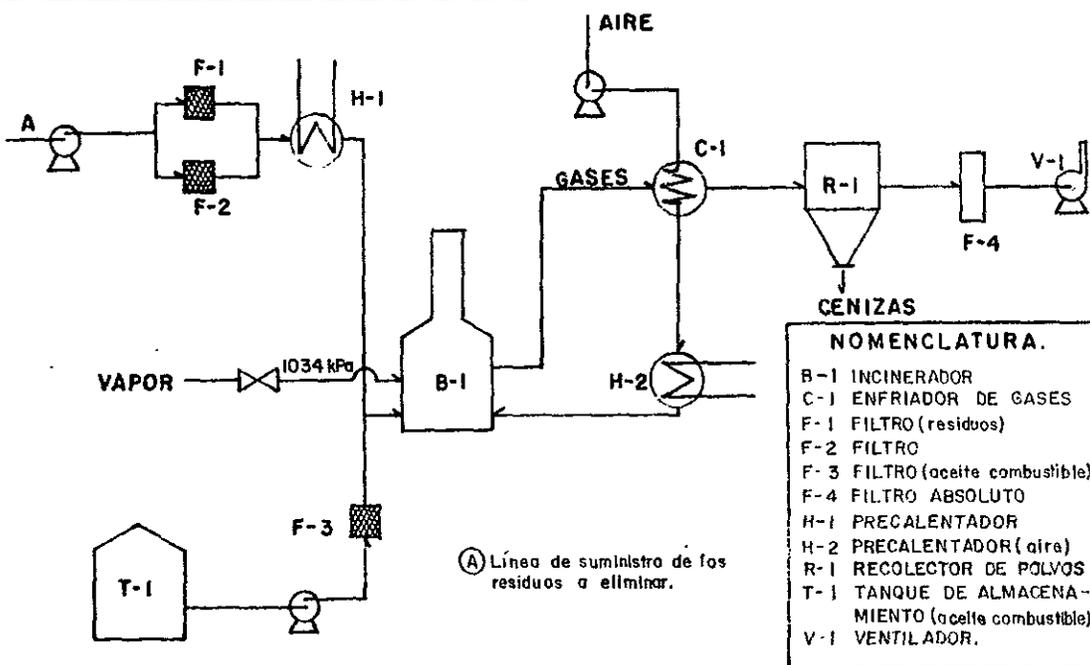


FIG. 10.. PROCESOS DE INGENIERÍA QUÍMICA PARA EL REPROCESAMIENTO DEL REFRIGERANTE ORGÁNICO.



c) Diagrama de flujo del proceso de destilación por arrastre de vapor.



d) Diagrama de flujo del sistema de incineración.

FIG.10.- PROCESOS DE INGENIERÍA QUÍMICA PARA EL REPROCESAMIENTO DEL REFRIGERANTE ORGÁNICO.

3.4.- FENOMENO DE LA INCRUSTACION.

Con base en la experiencia obtenida a través de los diferentes estudios realizados con las mezclas orgánicas (polifeniles), se cree que uno de los principales problemas que surgirán durante la operación de los reactores nucleares enfriados con este tipo de sustancias, es la formación de depósitos de partículas sólidas sobre la superficie de los elementos de combustible. Sus efectos se pueden manifestar a dos niveles: a un nivel micro, donde la formación de estos depósitos (de baja conductividad), produce una reducción ó más bien una resistencia a la transferencia de calor hacia el refrigerante, lo que provoca un aumento en la temperatura del elemento de combustible, afectando la vida útil del mismo; a un nivel macro, la formación de estos depósitos, puede llegar a obstruir el flujo a través del canal de refrigeración, dando pie a una falla estructural (de graves consecuencias) debido a un sobrecalentamiento.

Por lo tanto, de lo anterior, se plantea la necesidad de estudiar y de determinar los parámetros que caracterizan este problema para tener un mayor conocimiento y control del mismo.

En los siguientes párrafos, se tratará de explicar más a fondo, los diferentes parámetros que pueden determinar la formación de depósitos sobre los elementos de combustible, los cuales serán de utilidad, no sólo para poder entender el fenómeno de la incrustación y establecer las condiciones de operación del sistema (para reducir sus efectos negativos), sino para poder plantear el posible comportamiento de la transferencia de calor en relación con este fenómeno.

3.4.1.- DESCRIPCIÓN DEL FENÓMENO.

Es importante aclarar, antes de pasar a la descripción del fenómeno de la incrustación, para entender y concretar los conceptos que se desarrollarán a través de esta sección, que la formación de sólidos (depósitos), en los sistemas que utilizan refrigerantes orgánicos, se puede llevar a cabo por dos procesos, la coquificación³⁶ y la incrustación³⁷. Los cuales se caracterizan por separado; en la tabla 6, se dan las principales diferencias entre estos dos tipos de depósitos.

El primer proceso (coquificación), es la formación de grandes cantidades de depósitos carbonáceos, debido a la insolubilidad y a la precipitación de los productos, de alto peso molecular, originados por la descomposición del refrigerante. Este fenómeno generalmente surge en zonas de estancamiento ó de baja velocidad, las que provocan una mayor exposición del refrigerante con los factores que originan la descomposición, la radiación ionizante y las altas temperaturas. Esta situación se puede controlar mediante el diseño adecuado del elemento de combustible, más bien de la unidad de combustible (haz de tubos ó cartucho, ver fig. 6), la determinación de condiciones hidráulicas aceptables (altas velocidades a través de las zonas críticas) para evitar la precipitación de estos productos y el control de la composición del refrigerante (secc. 3.3.3).

La coquificación toma importancia ó se considera de interés primario, cuando se utiliza el refrigerante orgánico como moderador, ya que por el lado de la calandria, la velocidad de flujo es baja y es posible encontrar zonas de estancamiento. Para reactores enfriados con estas sustancias, no es de tanta importancia, ya que las condiciones que se manejan normalmente (velocidades entre 7 y 10 m/s) en el canal de refrigeración, reducen notablemente este fenómeno. Por lo tanto, no será necesario tratar a fondo este

³⁶Coking, palabra utilizada en el idioma inglés.

³⁷Fouling, palabra utilizada en el idioma inglés.

proceso; no obstante hay que tenerlo en cuenta, ya que en ciertas condiciones extremas puede ocurrir, como se verá más adelante.

El segundo proceso (incrustación), es la formación de películas de sólidos, sobre la superficie de transferencia de calor (p. ej. la cubierta del elemento de combustible), en condiciones normales de operación³⁸; este fenómeno depende enteramente, de la naturaleza y de la concentración, de las impurezas que se encuentran en el refrigerante, así como de la temperatura de la superficie de transferencia de calor. Los depósitos pueden ser orgánicos y inorgánicos ó una combinación de ambos.

La incrustación puede ser reducida a niveles muy aceptables, mediante un control estricto de la química del refrigerante, manteniendo dentro de ciertas concentraciones a las impurezas problema.

Generalmente estos dos fenómenos (ó procesos), en el canal de refrigeración, se tratan por separado, ya que no tienen una relación realmente directa (la coquificación es nula en el canal de refrigeración, debido a las condiciones de operación), pero hay que tener sumo cuidado con el fenómeno de la incrustación porque si no se controla, no sólo ocasionará una mayor resistencia a la transferencia de calor, sino que dará origen a problemas más graves, es decir, si el espesor de la película aumenta considerablemente puede bloquear parcial ó totalmente el área de flujo, debido a que el espacio entre los elementos de combustible (ver fig. 5), es muy pequeño, dando origen a zonas de baja velocidad ó de entancamiento, en consecuencia se da el sobrecalentamiento de la cubierta, estableciendo así las condiciones más favorables para el surgimiento del fenómeno de la coquificación.

³⁸Condición muy importante, ya que la coquificación se da en condiciones extremas (flujo boqueado y elevadas temperaturas), por lo que su control es determinístico, en cambio el control de la incrustación deberá ser continuo.

Esta sección se avocará al proceso de la incrustación (por las razones ya mencionadas). Primero se plantearán los principales factores de determina al fenómeno, así como las características más relevantes del mismo. Segundo, se desarrollará un modelo que pueda ayudar a la descripción del fenómeno lo más cercano a la realidad. Por último, se describirán brevemente los procesos de la ingeniería química, necesarios para mantener un nivel aceptable de la incrustación. Estos tres puntos, en conjunto, darán una mejor comprensión del fenómeno y en consecuencia permitirán tener un dominio de este problema.

3.4.2.- TIPOS DE INCRUSTACIÓN.

En los estudios realizados por Charlesworth y Asociados, se determinó la existencia de dos tipos de incrustación, la incrustación por transferencia de masa y la incrustación por partículas; en la tabla 7, se dan las principales características de ambos tipos de incrustación.

La *incrustación por transferencia de masa*, es causada por impurezas solubles en el refrigerante, que reaccionan con el hierro que contiene el sistema, ya sea como impureza de la materia prima inicial ó ya sea como desprendimiento del sistema de tubería, la reacción da como resultado un complejo de hierro soluble, el cual se descompone sobre las superficies de la unidad de combustible (debido a la temperatura), formando depósitos de hierro y óxido de hierro.

El cloro fue la impureza que más afectó la incrustación, ya que puede producir proporciones de incrustación bastante altas; se cree que el complejo está formado ó relacionado con el cloro, además se plantea que éste funciona como un medio de

GRUPO	DESCRIPCIÓN	CONCENTRACIÓN EN EQUILIBRIO.
GASES	Hidrógeno e hidrocarburos hasta C ₅ .	de 0 a 1% ^{a b}
VOLÁTILES	Hidrocarburos de C ₆ hasta el bifenil. ^c	de 3 a 6%
INTERMEDIOS	Bifeniles hasta los cuaterfeniles. ^d	de 24 a 28%
HB	Compuestos menos volátiles que el cuaterfenil ó sea hidrocarburos >C ₂₄ .	de 28 a 32%

- NOTAS: a) datos reportados en por ciento en peso.
 b) concentraciones en equilibrio junto con un 35 a 40% de material orgánico sin descomponer.
 c) se excluye el bifenil.
 d) tienen el mismo rango de volatilidad que el refrigerante alimentado.

TABLA 4.. CLASIFICACIÓN DE LOS PRODUCTOS DE DESCOMPOSICIÓN.

GRUPO	VENTAJAS	DESVENTAJAS
GASES		Provocan una presión de vapor alta.
VOLÁTILES	Reducen la viscosidad y provocan una mejor transferencia de calor, además disminuyen la proporción de la descomposición.	Provocan una presión de vapor alta.
INTERMEDIOS	Provocan una densidad baja de hidrógeno.	
HB	Disminuyen la proporción de la descomposición y provocan una densidad baja de hidrógeno.	Aumentan la viscosidad y provocan una pobre transferencia de calor.

TABLA 5. _ EFECTOS QUE PROVOCAN LOS PRODUCTOS DE DESCOMPOSICIÓN.

transporte del hierro del refrigerante a la pared, ya que los análisis realizados en las películas de depósitos reportan, sólo material orgánico y compuestos de hierro ($\alpha - Fe, Fe_3O_4$). La película formada por la incrustación por transferencia de masa, es de una estructura cristalina.

La incrustación por partículas, es causada por partículas de especie orgánica (compuestos orgánicos complejos) presumiblemente de peso molecular alto, los cuales son depositados sobre la pared de la unidad de combustible, como un resultado de la disminución de la solubilidad de las partículas, debido a las altas temperaturas. Las partículas sobre la pared se unen a ella por mecanismos aún no determinados, pero se cree que es una unión de tipo orgánica y relacionada con la temperatura de la superficie. Se cree que los compuestos de alto peso molecular originados por la descomposición, son los de mayor contribución a este tipo de incrustación. La película formada por esta incrustación es de una estructura irregular.

El concepto que se maneja generalmente, sobre el fenómeno de incrustación con respecto a este tipo de sustancias, es que los dos tipos de incrustación se llevan a cabo de manera independiente (por separado) sin relación alguna. Varios autores no comparten esta idea, Nijsing, Sullivan, Keen entre otros, plantean que el fenómeno de la incrustación es un proceso global, en el cual los dos tipos descritos son los extremos de este proceso, punto de vista particular e interesante.

En este análisis se comparte el planteamiento anterior, ya que desde un punto de vista personal, con base en la información consultada, es el que mejor describe el fenómeno, en relación con la evidencia experimental con que se cuenta. Por lo tanto, es necesario realizar ciertas observaciones de la evidencia experimental, en relación con cada uno de los tipos de incrustación, que serán de utilidad en el desarrollo de la sección

3.4.4, donde se describirá con detalle el planteamiento elegido. Estas observaciones son las siguientes:

Componentes inorgánicos, como productos de corrosión (Fe, Al, Mg, etc.) pueden ser asociados a los compuestos orgánicos que determinan la incrustación por partículas, entonces estas partículas inorgánicas pueden ser depositadas junto con las partículas orgánicas; por lo tanto este tipo de incrustación puede producir películas de depósitos con un apreciable contenido inorgánico.

Los terfeniles no contribuyen a la incrustación por partículas.

Las proporciones de incrustación por partículas son relativamente bajas

Los compuestos de HB no fueron relevantes para la determinación de la incrustación por transferencia de masa.

El contenido de cloro en los depósitos de ambos tipos de incrustación, fue casi nulo.

3.4.3.- PARAMETROS QUE AFECTAN LA INCRUSTACIÓN.

Para poder describir lo mejor posible al fenómeno de la incrustación, es necesario establecer y separar lo más claro posible a los parámetros que intervienen sobre el fenómeno, a la vez también es necesario dar una explicación de ello, para comprender su relación y efecto. Con base en la información de los diferentes reportes estudiados (refs.

(5), (33), (56) y (95)) se desarrolló un breve resumen de estos parámetros, el cual se da a continuación:

a) Parámetros químicos.- En los párrafos anteriores, se ha determinado que la incrustación es causada por ciertas impurezas. Las cuales es necesario identificar a la vez que determinar su concentración en el refrigerante.

Las impurezas que tienen mayor intervención ó que más favorecen la incrustación son las siguientes:

Cloro.- En los diferentes reportes consultados, el cloro es la impureza que más favorece a la incrustación; un pequeño incremento en el contenido de cloro dentro del sistema, puede ocasionar un aumento considerable de la proporción de incrustación en un orden de dos a tres veces, por lo que es necesario eliminarlo totalmente del sistema.

Debido a su gran efecto sobre la incrustación, se debe tener un control estricto con él, tanto en la concentración del mismo en el sistema, como con la posible contaminación del refrigerante con este elemento. Originalmente, en los estudios realizados por Charlesworth, se estableció que con un contenido de 2 p.p.m. de cloro como límite, se obtendría una proporción de incrustación aceptable (datos obtenidos a nivel laboratorio); tiempo después con la experiencia del reactor WR-1, se encontró que concentraciones entre 0.1 a 1.0 p.p.m., ocasionaban proporciones de incrustación significantes, por lo que el límite máximo dentro del sistema se redujo a 0.05 p.p.m. Con respecto al control de la posible contaminación del refrigerante, se debe evitar el uso de disolventes con cloro (p. ej. CCl_4) en las áreas que tengan contacto con el refrigerante, el contenido de cloro en el agua que se maneja dentro del sistema, debe ser tratado, para reducir el contenido de cloro, ya que generalmente trae concentraciones entre 1 a 2 p.p.m. de cloro.

Respetando las indicaciones anteriores, no sólo se controla la incrustación, sino que se reduce la hidrogenación de las cubiertas de los elementos de combustible.

Hierro.- Es el segundo componente en importancia, sobre la incrustación ya que junto con el cloro forman un ciclo primordial e interesante de la incrustación, por lo que hay que tener un control estricto con él. La evidencia experimental obtenida por EURATOM³⁹ ha mostrado que el cloro que se adiciona al refrigerante, se convierte en HCl, el cual reacciona con el hierro en solución ó con el hierro de las paredes de la tubería; reacción que da como resultado la formación del cloruro ferroso ($FeCl_2$) el cual es soluble en la mezcla de terfeniles, sobre las condiciones de alta temperatura, este compuesto reacciona con el agua del sistema para formar Fe_3O_4 (compuesto que se ha encontrado en los depósitos) a la vez que libera HCl (el cual vuelve a reaccionar). Este proceso aumenta el contenido de hierro en el sistema, en consecuencia incrementa la proporción de incrustación. El hierro se deposita en forma de $Fe_3O_4, \alpha - Fe, Fe_3C$.

Los diferentes reportes consultados, indican que un aumento en la concentración de hierro, provoca un incremento drástico de la incrustación, por lo tanto hay que tener un control de su concentración aceptable, durante la operación está entre 0.075 a 0.3 p.p.m., aunque tiene un límite máximo de 0.5 p.p.m.

Oxígeno.- Los primeros trabajos, reportaron que tenía cierto efecto sobre la incrustación, estudios posteriores reportaron lo contrario que no tenía efecto alguno sobre la incrustación, esta controversia provocó la realización de un estudio más a fondo sobre la relación de la incrustación con respecto al oxígeno. Este estudio determinó que ambas posiciones eran correctas, lo que sucede es que la relación depende de las

³⁹Siglas de la European Atomic Energy Community.

condiciones en que se encuentran dentro del sistema, principalmente con la temperatura; estableciendo las siguientes características:

Abajo de los 100° C, el oxígeno reacciona con el refrigerante, manteniéndose como un gas disuelto en el sistema, lo cual no provoca incrustación alguna.

Entre los 150 a 340° C, el oxígeno reacciona rápidamente con el refrigerante, formando uniones de oxígeno en compuestos orgánicos, tales como aldehídos, cetonas y fenoles, los cuales sí pueden producir incrustaciones.

Por encima de los 360° C, reacciona rápidamente con el refrigerante para dar CO, situación que no ocasiona incrustación.

Debido a la variedad de estas características, no es factible tener un dato de concentración exacta con respecto al oxígeno dentro del sistema; pero se recomienda tener una concentración menor de 10 p.p.m. ó de preferencia su eliminación total. La importancia del punto anterior no radica en el fenómeno de la incrustación, sino en el peligro que implica la oxidación del refrigerante (ver apartado (e) de la sección 3.2.1).

Agua.- Originalmente fue considerada como una impureza no deseable, la que se debía eliminar a toda costa, debido a sus efectos corrosivos sobre los materiales del sistema. Con el desarrollo de los materiales de construcción, se convirtió en una impureza deseable, ya que las aleaciones de zirconio utilizadas para la cubierta del elemento de combustible, necesitan una cierta cantidad de agua para evitar la absorción de hidrógeno, que es dañina para la resistencia estructural del material.

El comportamiento del agua con respecto a la incrustación en relación con estas aleaciones no ha sido determinado claramente, pero se ha podido establecer que un contenido de agua entre 150 a 200 p.p.m., se logra controlar ó mantener en un nivel aceptable, tanto la proporción de incrustación como el efecto hidrogenador de la cubierta.

Partículas.- La mayoría de los refrigerantes orgánicos contienen una cantidad determinada de material en partículas; éstas pueden ser inorgánicas u orgánicas. Las partículas inorgánicas se pueden identificar como SiO_2 , *Al, Mg, Fe, Ni* y cenizas; las partículas orgánicas, son más difíciles de identificar; debido a su complejidad, pero se ha logrado determinar algunas estructuras, como grupos carbonilo y éter, como uniones carbón hidrógeno, tanto de compuestos alifáticos como de compuestos aromáticos, con base en los análisis de espectroscopía infrarroja. Los siguientes datos dan una idea del orden de las concentraciones que se pueden esperar encontrar en el sistema.

Partículas	Rango	Valor común
C	15-55 %	33 %
H	0.5-6 %	2.5 %
cenizas	40-60 %	55 %
Fe	1-50 %	22 %
SiO_2	2-20 %	8 %

La mayoría de las partículas tienen un diámetro de $30 \mu m$, pero se pueden encontrar desde $0.2 \mu m$ (es el menor el tamaño posible de medir) hasta mayores de $30 \mu m$. La concentración de estas partículas durante la operación normal anda entre los 0.05 a 0.8 p.p.m., teniendo como límite un valor aproximado de 1 p.p.m.

No se ha encontrado una expresión que relacione el contenido de partículas con la proporción de incrustación, de manera cuantitativa, pero se sabe que un aumento en la concentración de éstas, da como consecuencia un aumento en la incrustación. Por lo tanto se debe mantener un control de ellas, del mismo modo que las otras impurezas, sin menospreciar su efecto sobre la incrustación.

b) Parámetros físicos.- Las diferentes investigaciones realizadas con respecto a este punto, han tenido cierta ambigüedad, debido a que el fenómeno de la incrustación depende de una serie de parámetros tanto físicos como químicos, por lo que difícilmente se pueden analizar ó determinar por separado (normalizar las condiciones de operación, es muy difícil), dando como resultado una serie diversificada de datos, hasta cierto punto vaga, ya que cada resultado obtenido depende de las condiciones en que se realizó la experimentación. Aunque los resultados no son concluyentes, permiten tener una idea general sobre el comportamiento de la incrustación con respecto a los parámetros físicos.

Tomando como base la información consultada, fue posible determinar las características de los parámetros físicos, según se cree pueden tener relevancia sobre el fenómeno de la incrustación.

Material de la cubierta del elemento de combustible.- Se han investigado una serie de materiales, tales como, las aleaciones de aluminio, las aleaciones de zirconio, el acero inoxidable, entre otros materiales (p. ej. ozhennite), pero no se ha encontrado una diferencia categórica y clara, entre el tipo de material de la superficie y la acumulación de

depósitos sobre ellos (en relación a los tipos de incrustación que se llevan a cabo en el canal de refrigeración).

Se cree que la posible diferencia está en el fenómeno de la corrosión, mecanismo que en otros procesos industriales es causa de la incrustación (p. ej. las aleaciones de zirconio son bastante resistentes a este fenómeno, en cambio las aleaciones de aluminio, son rápidamente corroidas, si el refrigerante, sobrepasa cierto contenido de agua); no se ha mostrado una evidencia experimental concluyente, ya que el fenómeno de la corrosión se puede mantener perfectamente controlado para todos los tipos de materiales, fijando adecuadamente la química del refrigerante orgánico.

Temperatura de la cubierta.- En los dos procesos de incrustación, se ha establecido que la adhesión de los depósitos a la superficie, tanto de las partículas de hierro, como de las orgánicas, está íntimamente relacionada con la temperatura de contacto. Si a este resultado se le agrega la experiencia obtenida, de que a mayor temperatura inicial de la superficie, se obtiene una mayor incrustación, la temperatura de la superficie se convierte en un parámetro de importancia infinita.

Temperatura del refrigerante.- Se han tratado de probar los efectos que tiene la temperatura del refrigerante (como tal), sobre el fenómeno de la incrustación, en un rango de 250 a 400° C; pero no se ha logrado observar ó determinar efecto medible alguno (a nivel macroscópico), con respecto a la incrustación. Por lo tanto, se puede establecer que el fenómeno de la incrustación es independiente de este parámetro, aunque hay que tomar esta conclusión con cierta reserva, ya que el valor de la temperatura del refrigerante depende del calor generado en el elemento de combustible.

Velocidad del refrigerante.- La velocidad de flujo, tiene un efecto importante sobre la

incrustación, Charlesworth determinó que la proporción de incrustación por partículas es inversamente proporcional a la velocidad de flujo y la proporción de incrustación por transferencia de masa es directamente proporcional a la velocidad de flujo; es decir que a una mayor velocidad de flujo del refrigerante, se obtendrá una cantidad menor de depósitos por el proceso de incrustación por partículas, en cambio, esta cantidad de depósitos aumentará con el proceso de incrustación por transferencia de masa. Debido a que estos resultados fueron obtenidos a un nivel laboratorio (pequeña escala), a principio se consideraron con cierta reserva; investigaciones posteriores y la experiencia con el reactor WR-1, determinaron la veracidad de los resultados obtenidos por Charlesworth, principalmente en relación a reactores con operación continua.

Radiación.- Se ha demostrado claramente que la proporción de incrustación, es mayor cuando el reactor está encendido, que cuando está apagado, lo que lleva a suponer que la incrustación depende de la radiación ionizante.

No se sabe a ciencia cierta cuál es el mecanismo, pero pruebas realizadas en el circuito U-3, mostraron que la incrustación no sólo depende de la cantidad de radiación, sino del tipo de radiación, así se tiene que las partículas y los neutrones rápidos tienen un efecto significativo sobre la incrustación, no así los rayos gamma.

Hasta el momento se ha determinado que la incrustación depende de una serie de parámetros (tanto físicos como químicos) los cuales además están interrelacionados, lo que hace difícil cuantificar por separado las proporciones de incrustación que se pueden obtener por cada parámetro, por lo tanto es necesario determinar la proporción promedio que se puede obtener, considerando a todos ellos en conjunto (independientemente de su variación particular).

Tomando en consideración los diferentes resultados reportados, principalmente los resultados obtenidos con el reactor WR-1, se pueden establecer, las siguientes especificaciones, para la operación continua y a largo plazo de un reactor nuclear a gran escala, las cuales serán de utilidad para entender la importancia del control de los parámetros anteriormente descritos, que condicionan la incrustación:

- #### Una proporción de incrustación menor de $5 \text{ mg}/(\text{m}^2 \cdot \text{h})$, hace que no haya problema de incrustación. Siendo éste el objetivo para la operación de un reactor a largo plazo, el cual se logra manteniendo los parámetros dentro de los límites propuestos, a través de esta sección.
- #### Una proporción de incrustación entre 5 y $20 \text{ mg}/(\text{m}^2 \cdot \text{h})$, hace que se debe tener precaución, ya que habrá una formación lenta de la película de depósitos; su crecimiento será casi despreciable a corto plazo, pero con una operación a larga plazo, ésta puede ocasionar problemas.
- #### Una proporción de incrustación entre 20 y $200 \text{ mg}/(\text{m}^2 \cdot \text{h})$, hace que se deba tener mucho cuidado, ya que habrá una formación rápida de la película, y la cantidad de depósitos será considerable en pocos días. Se debe tomar una acción correctiva de inmediato.
- #### Una proporción de incrustación mayor que $200 \text{ mg}/(\text{m}^2 \cdot \text{h})$, indica que hay un problema serio de incrustación, habrá cantidades significativas de depósitos. Por lo que la potencia del reactor y la temperatura deberán ser reducidas de inmediato, para bajar la proporción de incrustación y evitar así un grave accidente. Se deben realizar pruebas rigurosas tanto del refrigerante como del sistema de refrigeración, para determinar cuál es la causa del problema y aplicar las medidas correctivas necesarias.

3.4.4.- PLANTEAMIENTO DE UN MODELO PARA EL FENOMENO DE LA INCRUSTACION.

El fenómeno de la incrustación se ha estudiado dentro de la materia de flujo de fluidos desde tiempos muy remotos, principalmente en relación a los procesos que involucran el fenómeno de la transferencia de calor, ya que se ha establecido perfectamente que la incrustación tiene un efecto importante (forma una resistencia a la transferencia) sobre las superficies de transferencia de calor de los equipos para este uso (p. ej. intercambiadores de calor); efecto que es de sumo interés, tanto para el diseño, como la operación de los mismos.

Se han tratado de establecer modelos matemáticos que permitan describir al fenómeno lo más cercano a la realidad, tal es el caso de los artículos de Taborek, et. al. refs. (101) y (102), pero este tipo de información no tiene la popularidad deseada; en sí, siendo la incrustación de suma importancia en los diferentes procesos industriales, es sorprendente que al revisar la información sobre este fenómeno, no exista un texto (dedicado específicamente a la incrustación) que estudie de una manera formal y a fondo este fenómeno, generalmente la información se encuentra en artículos de revistas periódicas, las cuales manejan el concepto desde un enfoque empírico y en relación a casos de estudio particulares, restringiendo en cierta forma el conocimiento sobre la incrustación.

Esta situación se debe, en primera instancia a que en la mayoría de los procesos comúnmente conocidos que involucran transferencia de calor, los cambios que puede ocasionar este fenómeno pueden, ser cubiertos mediante la aplicación de un factor de seguridad (generalmente alto) ó ser controlados asegurando la limpieza periódica del

equipo; en segunda instancia, se debe a la displicencia del Ingeniero Químico, *determinada en cierta forma por lo mismo del punto anterior*, el Ingeniero se conforma con manejar un valor de diseño *corregido por el factor de seguridad (factor de miedo)*, que sabe le va a dar resultado (*sobrediseñando el equipo*), *en vez de analizar más a fondo el problema*. Esto implica un mayor esfuerzo, que el Ingeniero no siempre está *dispuesto a realizar*, pero que puede dar un mejor manejo del fenómeno de la incrustación y en consecuencia un *mejor diseño*, un menor costo y una adecuada operación del equipo ó sistema.

En sistemas de generación de potencia eléctrica *por energía nuclear*, las consideraciones comúnmente utilizadas en el manejo del fenómeno de la incrustación, no aplican. Primero, debido a que el calor generado por el combustible es excesivamente alto, *se debe eliminar lo más rápido posible*, para evitar daños estructurales, que serían de graves consecuencias; por consiguiente, los elementos de combustible (*haz de tubos*), están diseñados especialmente para llevar a cabo esta función, *por lo que cualquier aumento en la resistencia a la transferencia de calor*, por pequeña que sea, se resiente en la estructura del elemento, condición que puede ocasionar una falla local; es decir, el proceso es *tan delicado que los efectos que puede ocasionar la incrustación de partículas*, no pueden ser cubiertos por un factor de *seguridad arbitrario*, además, debido al diseño especial de la unidad de combustible, y a los costos de materiales de *construcción del mismo*, el sobrediseño que se ocasiona por el uso del factor antes mencionado, resulta *poco práctico e incosteable*. En segundo lugar, por el propio diseño de la unidad de combustible (*dimensiones y forma geométrica*) ver fig. 6, la limpieza completa y eficiente de las superficies de transferencia es realmente muy difícil, *casi imposible*. Por lo tanto, para lograr la operación adecuada del sistema, es necesario disponer de un conocimiento claro y preciso de cómo se lleva a cabo el fenómeno de la incrustación, para poder controlarlo lo más *acertadamente* que se pueda.

El fenómeno de la incrustación, como se estableció en las secciones anteriores, está en relación con el tipo de refrigerante, las condiciones de operación y en cierta forma con la geometría del canal. Por lo tanto el objetivo que se plantea para el reactor OCR-500, es el de determinar el fenómeno de incrustación que ocasiona un refrigerante orgánico (HB-40 ó SW-R), a las condiciones de operación para obtener una potencia eléctrica de 500 MW en un canal de refrigeración, utilizando como unidad de combustible, un haz de tubos.

Esta sección, tratará de plantear las bases, a la vez de desarrollar los puntos más relevantes, para poder lograr el objetivo anterior.

a) Modelo físico.- Para poder describir el fenómeno de la incrustación se han propuesto una serie de modelos, dependiendo de los intereses de cada investigación. Cada modelo como es lógico suponer trata de justificar sus propios planteamientos, a la vez de establecerlos como los más acertados; en consecuencia la elección de un modelo sobre otro es realmente muy difícil. Por lo tanto, se debe tener un conocimiento pleno del fenómeno de incrustación, tanto de los planteamientos teóricos, como de la evidencia experimental, para poder evaluar los diferentes modelos y así poder elegir el mejor ó en su caso el de adecuar uno de ellos, con los puntos relevantes de los demás.

Evaluando la información con que se cuenta sobre este fenómeno, para los refrigerantes orgánicos, se determinó que el modelo más adecuado (el que mejor describe el comportamiento real) es el propuesto por Sullivan y Keen (ref. 56), modelo que está basado en el comportamiento de los sistemas coloidales.

Por lo tanto, antes de pasar a la descripción del modelo en particular, es necesario estudiar y determinar las características relevantes de los sistemas coloidales, a

la vez de relacionarlas a las condiciones que se establecen en el canal de refrigeración; también es necesario que junto con este análisis, se visualice físicamente (aunque sea en forma esquemática) el comportamiento de los sistemas coloidales. Este estudio previo permitirá aclarar cualquier duda posible sobre el modelo propuesto, además de exponer en una forma más tangible el mismo. La utilidad de lo anterior, se verá reflejada durante el planteamiento matemático del fenómeno, ya que permitirá una visualización e interpretación más concreta de las ecuaciones.

Los sistemas coloidales, son soluciones que contienen partículas con un tamaño entre $0.001 \mu^m$ y $1 \mu^m$, son soluciones que están comprendidas entre las soluciones moleculares (con un tamaño de partícula menor a $0.001 \mu^m$) y las soluciones burdas ó gruesas (con un tamaño de partícula mayor a $1 \mu^m$). Las soluciones coloidales a simple vista parecen homogéneas, pero en realidad son heterogéneas, a un nivel microscópico (microheterogéneas), por lo que sus propiedades son muy características y totalmente diferentes a las de los otros dos tipos de solución. Estas soluciones se caracterizan por tener una fase dispersa (material disuelto) y una fase dispersante (medio en el que se encuentra el material disuelto); las soluciones coloidales se pueden clasificar, en función del estado físico que guardan estas fases en el sistema; por ej., para el caso que se estudia, se tiene que la solución coloidal se clasifica como una suspensión coloidal (sistema líquido-sólido), ya que la fase dispersante es líquida y la fase dispersa es sólida, para el caso en que la fase dispersante es líquida y la fase dispersa también lo es, se le denomina, emulsión coloidal (sistema líquido-líquido), así para cada una de las posibles combinaciones. Generalmente las propiedades de los sistemas coloidales dependen de las características propias de las partículas coloidales que las conforman

Las partículas coloidales, pueden ser de tipo orgánico (p. ej. dextrinas, almidones) ó de tipo inorgánico (p. ej. metales, óxidos), su tamaño oscila entre el orden

superior al molecular y menor al de una partícula burda en suspensión, este rango de *dimensiones* determina que el grado de dispersión de la materia, es decir la *relación* entre la superficie y el *volúmen* de la partícula sea considerable. Esta característica, es de *suma importancia* pues permite que el fenómeno de la formación y destrucción del estado coloidal, esté dado por el *fenómeno* de la adsorción, fenómeno que *determina* el comportamiento de los coloides.

Las partículas coloidales se pueden dividir en *dos grupos* ó categorías (en relación a la *fase líquida* que sirve como dispersante). Uno es en el que la fase dispersa presenta una afinidad con la fase dispersante, es decir que la estructura ó la *composición de las dos fases* es muy semejante, lo que provoca que la partícula adsorba fuertemente en su superficie molecular de la fase líquida, a este tipo de coloides se les *denomina*, *liófilos*. En el segundo grupo, la fase dispersa no presente ninguna afinidad con la fase dispersante, es decir que la *estructura* de las dos fases es *totalmente diferente*, lo que da como resultado que la partícula no adsorba moléculas de la fase líquida y si lo hace la fuerza de adsorción es *mínima*, a este tipo de coloides, se les *denomina*, *liófobos*. Con relación a lo anterior es necesario aclarar que las partículas coloidales pueden adsorber no sólo *moléculas afines* al medio dispersante, sino también *otro tipo* de moléculas que por alguna causa se encuentran en la fase líquida (p. ej. iones).

Estos grupos *presentan propiedades diferentes*, debido a la estructura que alcanzan, los coloides *liófilos* son muy estables, *modifican las características físicas* del disolvente, una vez *precipitados* en ciertas condiciones, pueden volver al estado de suspensión (coloides reversibles), a este grupo pertenecen los *coloides orgánicos*; en cambio los coloides *liófobos*, *son menos estables*, cuando se precipitan no vuelven al

estado de suspensión (coloides irreversibles), además no modifican las propiedades del disolvente, a este grupo pertenecen los coloides inorgánicos.

Una característica de las soluciones coloidales, es de que son soluciones inestables, con una tendencia a variar espontáneamente (este proceso no es factible identificarlo a simple vista), lo que provoca que las partículas coloidales busquen el equilibrio, dando como consecuencia que las partículas se unan entre sí para lograrlo, formando aglomerados complejos cada vez mayores (coagulación) hasta alcanzar dimensiones de una solución burda, hasta el punto donde ya no pueden sostenerse en estado de suspensión, precipitando entonces del medio dispersante (floculación). De lo anterior se puede establecer que la coagulación es el proceso de crecimiento de las partículas y la floculación el resultado de este proceso. La estabilidad del estado coloidal, puede ser incrementada mediante la adición de partículas coloidales, denominadas partículas protectoras que generalmente son de tipo orgánico.

Por último, para complementar la información con respecto a los sistemas coloidales, se deben mencionar ciertas características, que serán de interés fundamental en los subsecuentes planteamientos:

- Las partículas coloidales se difunden lentamente.
- Las partículas coloidales presentan un movimiento Browniano continuo.
- Las partículas coloidales por lo general poseen una carga eléctrica ó pueden ser cargadas eléctricamente.

Con base en la teoría de sistemas coloidales y tomando en consideración la evidencia experimental obtenida en relación al fenómeno de incrustación para los refrigerantes orgánicos, a continuación se procederá a plantear un modelo físico, útil

para describir el comportamiento de las partículas de depósito en este tipo de refrigerantes.

El sistema coloidal que se genera en la mezcla orgánica, está formado por partículas pequeñas, orgánicas e inorgánicas, rodeadas de compuestos orgánicos con partes polares y no polares, las cuales forman una superficie activa. La superficie activa de estas superficies coloidales está rodeada a su vez por otros compuestos, denominados estabilizadores, los cuales son adsorbidos físicamente sobre los compuestos de la superficie activa, estableciendo el equilibrio de la partícula, evitando así el crecimiento de la partícula (ver fig. 11a). Se cree que tanto la cubierta de protección (estabilizadores) como la capa activa, tienen lugares nucleófilos y electrofilos, debido a la presencia de grupos funcionales conteniendo óxido ó estructuras de anillos condensados (lo que establece por qué la temperatura y la adición de oxígeno en conjunto afectan el fenómeno de la incrustación).

Las partículas orgánicas, están caracterizadas por los compuestos orgánicos propios del refrigerante (p. ej. terfeniles, cuaterfeniles, HB, etc.), los cuales se consideran como partículas coloidales liófilas; las partículas inorgánicas, están caracterizadas por las impurezas inorgánicas (p. ej. partículas de hierro ó de otros metales, óxidos, etc.) éstas se consideran como partículas coloidales liófilas.

Como se mencionó anteriormente los compuestos estabilizadores son los que establecen el equilibrio de las partículas coloidales y por consiguiente el equilibrio del sistema coloidal; entonces el equilibrio del sistema depende en gran parte de la cantidad de estabilizadores que se encuentre en la parte dispersante, lo que establece que los compuestos estabilizadores tienen una solubilidad finita en la solución, por lo tanto si en el sistema se origina cualquier proceso que pueda reducir ó eliminar los

estabilizadores del mismo, se tendrá un estado de desequilibrio que ocasionará la aglomeración (coagulación) de las partículas. Uno de estos procesos es el calentamiento del fluido, el cual provoca la desadsorción de los estabilizadores dando origen a la coagulación; este ejemplo permite aclarar la incertidumbre que existía sobre la influencia de la temperatura del refrigerante con respecto a la incrustación, ya que si no se controla la temperatura, puede provocar la formación de grandes aglomerados, los cuales pueden ser depositados sobre la superficie, además de cierta forma permiten la explicación del fenómeno de coagulación.

De lo anterior se puede concluir que la coagulación de partículas, está controlada por la capa de protección de estabilizadores que rodea la superficie activa de la partícula coloidal; entonces si hay una escasez de estos compuestos, se tendrá que la cubierta primaria presentará áreas sin protección (zonas activas), las cuales serán cubiertas por otras partículas con suficientes estabilizadores, formando por consiguiente una partícula de mayor tamaño (ver fig. 11b), si este proceso continúa, el aglomerado aumenta de tamaño cada vez más, hasta que el movimiento Browniano no puede sostener a la partícula en el fluido y precipita sobre la primera superficie que encuentra.

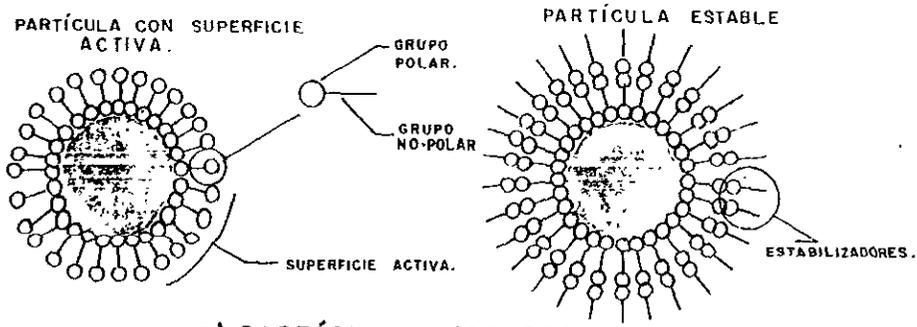
Las partículas coloidales de este sistema (mezcla refrigerante) cuando precipitan tienen el mismo comportamiento que se describió para los sistemas coloidales (tanto para los coloides liófilos, como para los coloides liófilos), por supuesto en la realidad, la separación no es tan cortante, debido a que las partículas coloidales están interrelacionadas (orgánicas e inorgánicas). Pero este comportamiento da una interpretación global aceptable del fenómeno (ver fig. 11c).

Las partículas depositadas sobre una superficie limpia, logran una afinidad considerable (mecanismo aún no conocido), que produce por lo menos una capa molecular sobre la superficie (ver fig. 11d), proposición que permite explicar por qué el tipo de material del canal de refrigeración y de la cubierta del elemento de combustible, no tiene efecto alguno sobre el fenómeno de la incrustación.

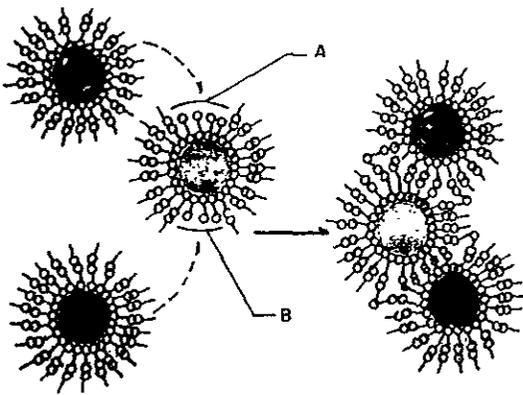
En forma global, éstas han sido las principales características que determinan el comportamiento y la estructura del modelo físico propuesto, cuya validez se verá en el transcurso de la sección.

b) Tipos de mecanismo.- Se estableció en secciones anteriores que el fenómeno de la incrustación está determinado por dos tipos de incrustación, (1) incrustación por transferencia de masa, (2) incrustación por partículas, los cuales se llevan a cabo por diferentes procesos. Entonces para poder delinear y establecer perfectamente cada proceso, es necesario plantear el mecanismo que se lleva a cabo para cada tipo de incrustación, planteamiento que no sólo permitirá establecer las diferencias entre los dos tipos de incrustación, sino que permitirá entender el fenómeno de la incrustación como un proceso global.

El mecanismo de la incrustación por transferencia de masa, consiste en la formación de un complejo soluble de hierro (complejo orgánico-hierro-cloro) que es resultado de la reacción de las impurezas con el refrigerante orgánico, a las condiciones establecidas de operación; este complejo se transporta del fluido hacia la

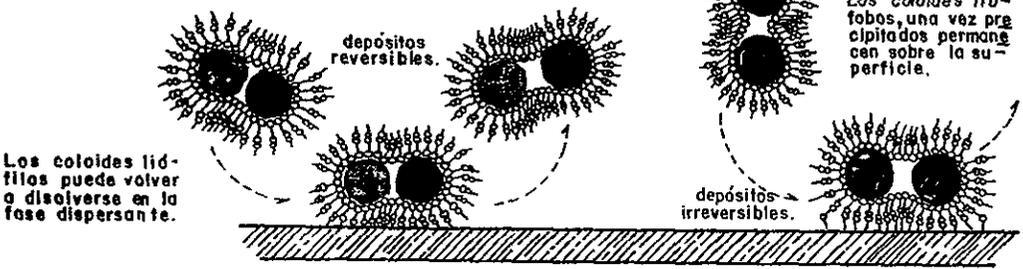


a) PARTÍCULA COLOIDAL.

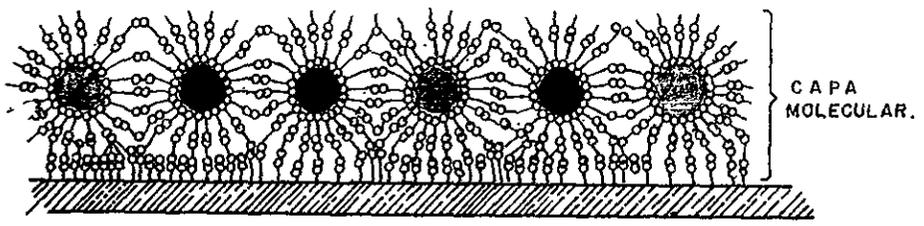


b) COAGULACIÓN DE PARTÍCULAS.

Ay B, son zonas de superficie activa que pueden ser cubiertas por coloides estables.



c) FLOCULACIÓN DE PARTÍCULAS COLOIDALES.



d) PELÍCULA DE DEPÓSITOS COLOIDALES.

FIG. II. - CARACTERÍSTICAS DEL SISTEMA COLOIDAL.

pared por difusión molecular, una vez depositado sobre la superficie, debido a la temperatura tan alta de la misma, el complejo sufre una desestabilización, que ocasiona el depósito del hierro que contiene (generalmente como $\alpha - Fe$ ó Fe_3O_4), a la vez que se libera el resto del complejo, el cual puede reaccionar de nuevo con el hierro en solución, una vez que está en el fluido.

El complejo que se forma con este tipo de incrustación, no ha podido ser aislado, en consecuencia no se ha podido determinar la estructura exacta del mismo, esta situación dificulta el estudio de ese mecanismo. Pero este inconveniente se puede reducir, ya que con ayuda de la evidencia experimental obtenida en los diferentes estudios con respecto al fenómeno de la incrustación, se puede deducir ó plantear aproximadamente, la estructura de este complejo. Analizando la información, se tiene que el complejo debe estar formado, primero por átomos de hierro, de lo contrario no se encontrarían rastros de este metal en los depósitos; segundo, por átomos de cloro, de otra manera no se reduciría el fenómeno de la incrustación al eliminar el cloro del refrigerante; por último, también debe estar asociado a una estructura orgánica, ya que los compuestos inorgánicos clorados de hierro (cloruro férrico y cloruro ferroso) factibles de encontrar en el refrigerante, son bastante estables a la temperatura en que se presume se desestabiliza el complejo (entre 470 a 480° C). Por lo tanto el complejo será un compuesto orgánico-cloro-hierro.

Investigadores de la Universidad de Utah, pensando lo mismo, prepararon una serie de complejos, utilizando a los polifeniles (compuestos característicos de las mezclas refrigerantes) como la estructura básica del complejo (proposición muy lógica, ya que el refrigerante es la única fuente de compuestos orgánicos dentro del sistema), completando el complejo con hierro y cloro; estos compuestos tuvieron un comportamiento muy parecido al observado por el compuesto formado dentro del

proceso de incrustación por transferencia de masa; siendo el más característico el complejo formado por cuatro anillos bencénicos.

Por lo tanto, tomando en consideración, la evaluación de la evidencia experimental y el resultado anterior, en este trabajo se propone que el complejo de hierro soluble es, un cuaterfenil con dos átomos de cloro y uno de hierro⁴⁰ $\{C_6H_5FeCl-C_6H_4-C_6H_4-C_6H_4Cl\}$.

En relación con el mecanismo de la transferencia del complejo de hierro, del fluido hacia la superficie de depósito, está determinada por la difusión molecular; esto se debe a que la principal resistencia en contra de la transferencia de masa está situada cerca de la pared, donde independientemente de la teoría que se utilice, se establece la existencia de una subcapa viscosa, en la cual el efecto de la difusión molecular sobre la transferencia de masa es dominante. Lo anterior determina por qué el aumento de la velocidad del refrigerante incrementa la proporción de la incrustación.

Con respecto al proceso de incrustación propiamente dicho (fusión ó adhesión de las partículas a la capa de depósito), no está bien determinado, ya que se desconoce el mecanismo de dicho proceso. Análisis de los depósitos de la incrustación, han dado como resultado, un rango amplio de energías de activación, de 60 a 300 kJ/mol, lo que indica que la adhesión de las partículas está determinada, no sólo por una reacción, sino por una serie de reacciones químicas (tal vez cada impureza tiene su propia reacción) las cuales se desconocen. Esta situación complica aún más el esclarecimiento del mecanismo de la incrustación.

Por lo tanto la relación exacta de la temperatura de la superficie con respecto a la proporción de la incrustación no se puede establecer de forma categórica, lo que

⁴⁰Proporción encontrada por los resultados obtenidos en las investigaciones de la Universidad de Utah.

sí se puede afirmar, con base en las investigaciones de la Univ. de Utah, es que la temperatura de la superficie en un rango de 470 a 480° C, tiene una relación estrecha y directa, con la incrustación de las partículas sobre la capa de depósito, resaltando con esto la importancia de este parámetro.

El mecanismo de la incrustación por partículas, consiste, en la formación de partículas metal-orgánicas de tamaño considerable (aglomerados), que son el resultado de la insolubilidad de ciertos compuestos, originados por los efectos causados por la elevación de la temperatura y la radiación nuclear; estas partículas son depositadas en la superficie por el fenómeno de la precipitación, una vez en la superficie, debido a la temperatura de la misma, gran parte de la partícula se une a la capa de depósito (por la parte orgánica) y el resto de la partícula regresa al fluido, donde se puede volver a formar parte de otro aglomerado.

Las partículas que se forman en este tipo de incrustación, se cree que son compuestos de alto peso molecular, originados por la descomposición del refrigerante, ocasionadas por razones ya antes mencionadas (secc. 3.3). Los cuales además pueden estar asociados con impurezas metálicas (Fe, Al, Mg, etc.), característica que le da a las partículas el carácter de compuestos metal-orgánicos.

Con respecto al mecanismo de depósito, se puede establecer que debido al efecto continuo de la temperatura y la radiación nuclear, las partículas aumentan de tamaño de manera constante, hasta que tienen un tamaño en el que el movimiento Browniano, no puede mantener tales partículas en suspensión y éstas precipitan. En realidad este proceso no es tan sencillo, ya que este fenómeno sucede en un fluido con movimiento (flujo turbulento), por lo que hay que considerar, la fuerza de arrastre que ejerce el fluido sobre la partícula; por consiguiente el fenómeno de la precipitación

estará determinado por el balance entre dos fuerzas, la fuerza de arrastre debida al movimiento del fluido y la fuerza de gravedad, debida a la atracción que ejerce la pared. Lo anterior permite aclarar el por qué al aumentar la velocidad del refrigerante, la proporción de incrustación disminuye.

Sobre el mecanismo de incrustación en sí se cree que está *determinado por la estabilidad térmica de la partícula. Una vez que se deposita sobre la película, la alta temperatura, desestabiliza al compuesto metal-orgánico, originando que gran parte de éste (principalmente la orgánica) reaccione con la capa de depósito y se una a ella, el resto del compuesto es menos estable, se redisuelve en el fluido. De igual manera que para el tipo de incrustación anterior, la reacción ó las reacciones que ocurren, se desconocen.*

Los dos mecanismos que se acaban de describir, pueden ser *explicados por el modelo físico, sin mucha dificultad.*

Con respecto a la *incrustación por transferencia de masa, se tiene lo siguiente:*

El complejo de hierro, puede ser entendido como una partícula coloidal, formada por una partícula metálica (hierro) y varias partículas orgánicas (cloradas), manteniendo un tamaño cercano al nivel molecular.

Aunque el fenómeno de la difusión, no es característico de los sistemas coloidales, se ha podido establecer que las partículas coloidales sí se pueden difundir (pero de manera muy lenta).

El fenómeno de la difusión se lleva a cabo a un nivel molecular. A simple vista se puede suponer que para las partículas coloidales esto no aplicaría, pero si se analiza con más cuidado, se puede observar que el límite inferior de las partículas coloidales, de $0.001 \mu m$, es un valor promedio entre la dimensión de una molécula de hidrógeno ($0.000152 \mu m$) y la dimensión de una macromolécula ($0.01 \mu m$), por lo tanto la partícula coloidal tiene la dimensión de una molécula de tamaño regular. Este resultado permite determinar que sí se puede establecer el fenómeno de la difusión molecular en los sistemas coloidales (en este límite).

El proceso de incrustación sobre la capa de depósito, está bien determinado por el modelo físico; si se establece que las partículas coloidales orgánicas del complejo de hierro, se comportan como coloides liófilos (depósitos reversibles) y que la partícula inorgánica (hierro), se comporta como un coloide liófilo (depósito irreversible) y si a esto se le agrega la característica de la inestabilidad de las partículas coloidales, debido a la alta temperatura, el mecanismo de la incrustación está bien delineado, aunque sea en forma cualitativa.

Con respecto a la incrustación por partículas se tiene lo siguiente:

El compuesto metal-orgánico, puede ser establecido como la unión de partículas coloidales, tanto orgánicas como inorgánicas, cuyo tamaño dependerá de la estabilidad del sistema coloidal.

La formación de partículas de mayor tamaño (aglomerados), debido a los efectos de la radiación y la temperatura, puede ser explicada de manera

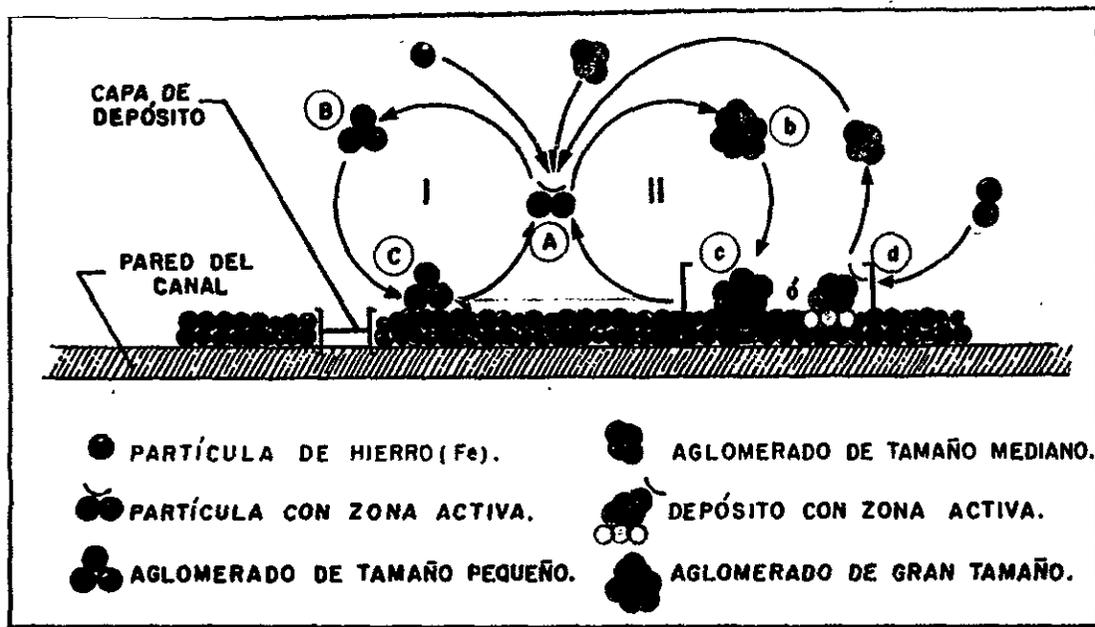
muy aceptable por el fenómeno de la coagulación, de las partículas *coloidales*.

El proceso de incrustación sobre la capa de depósito, será determinado del mismo modo que en el tipo de incrustación por transferencia de masa, tomando como base el comportamiento de los depósitos de partículas coloidales. Sólo cabe aclarar, que aquí la estabilidad ó la cantidad de estabilizadores, de la partícula coloidal, tiene una mayor *contribución sobre el mecanismo de la incrustación*.

Como se puede observar los dos tipos de incrustación concuerdan perfectamente con el modelo físico propuesto. En ambos casos se tienen un elemento que se transporta hacia la pared, el cual puede considerarse como uno sólo (de la misma naturaleza, pero de diferente tamaño). Aunque ambos procesos parecen totalmente diferentes, debido primordialmente a la forma en que se lleva a cabo la transferencia de partículas, éstos concuerdan con el comportamiento global de los sistemas coloidales, considerando sus propiedades particulares como los extremos que caracterizan el fenómeno (dependiendo del tamaño de partícula). Por lo cual estos mecanismos se pueden considerar como elementos de un solo proceso. Esta conclusión se puede entender y visualizar mejor con la fig. 12, donde se esquematiza el fenómeno de la incrustación.

c) Parámetros termohidrodinámicos.- En los apartados anteriores, se estableció la importancia que tienen tanto la velocidad, como la temperatura, en el fenómeno de la incrustación, debido a que estos factores determinan, el transporte de las partículas hacia la pared y la incrustación de las mismas en ella. Por lo tanto un conocimiento preciso y explícito de estos factores ó

FIG.12.- DESCRIPCIÓN ESQUEMÁTICA DEL FENÓMENO DE LA INCRUSTACIÓN POR EL MODELO FÍSICO (SISTEMA COLOIDAL).



MECANISMO I.

- A) Una partícula con una zona de superficie activo, adsorbe una partícula de hierro, disuelta en el fluido; formando el complejo orgánico-cloro-hierro.
- B) El complejo formado (aglomerado de tamaño pequeño), se transporta a la pared por difusión.
- C) El complejo orgánico-cloro-hierro, depositado en la pared, se desestabiliza por efecto de la temperatura; lo que ocasiona el desprendimiento de la partícula de hierro, la cual se deposita (incrusta) en la capa de partículas, el resto del complejo (la parte orgánico-cloro-)regresa al fluido reincorporándose al proceso en el punto A. con lo que se cierra el ciclo.

MECANISMO II.

- A) Una partícula con una zona de superficie activo, adsorbe n-partículas estables, hasta que logra el equilibrio; formando el compuesto metal-orgánico.
- B) El compuesto formado (aglomerado de gran tamaño), debido a su dimensión no puede mantenerse en suspensión dentro del fluido; en consecuencia se precipita hacia la pared.
- C) Gran parte del compuesto queda incrustado, liberando a la vez una partícula con una zona de superficie activa, la cual se incorpora al proceso en el punto A. cerrando el ciclo.
- D) Parte del compuesto queda incrustado, y el resto se libera formando una partícula estable, la que se reincorpora al fluido y por lo tanto al proceso, en el punto A. Debido a lo anterior, se genera una zona de superficie activa (en la parte depositada), la cual puede adsorber partículas estables.

NOTA: Aunque el esquema da una idea muy sencilla del fenómeno; hay que tener en la mente que, el proceso de la incrustación, en la realidad, es muy complejo.

parámetros, es necesario para poder entender y predecir de una manera más completa el fenómeno de la incrustación.

Antes de seguir adelante, es importante aclarar que las expresiones que se darán en los siguientes párrafos fueron obtenidas en condiciones de flujo turbulento en geometrías regulares (p. ej. tubería) con paredes lisas (sin asperezas). Aunque esta caracterización limita en primera instancia la aplicación de estas expresiones a geometrías complejas (p. ej. haz de tubos), como se verá más adelante, las discrepancias que pudieran existir, a un nivel macroscópico, son reducidas, si se utiliza el concepto de diámetro equivalente y las diferencias, a un nivel microscópico, no son importantes, por lo tanto, estas expresiones pueden ser válidas para dar una descripción global del fenómeno, en este tipo de geometrías.

c1.- Parámetros hidrodinámicos.- Tanto el proceso de difusión, como la descomposición química de las partículas sobre la región de la pared, son fuertemente influenciados por las condiciones hidrodinámicas que se establecen en el canal de refrigeración, principalmente sobre la capa adyacente a la pared, donde se forma la principal resistencia a la transferencia.

Los parámetros que son de mayor relevancia para el fenómeno de la incrustación son los siguientes:

Velocidad global del refrigerante, este parámetro puede ser calculado, por las condiciones de operación y las características geométricas propias del canal, por donde circula el refrigerante, mediante la siguiente expresión:

$$u_b = \frac{G_v}{A} \quad \text{-----} \quad (3-27)$$

donde: u_b , es la velocidad global del refrigerante. (m/s).

G_v , es el gasto volumétrico. (m³ /s).

A , es el área de flujo del canal. (m²).

éste es el valor de velocidad que generalmente se maneja para caracterizar en forma global el flujo del refrigerante a través de un sistema. Para el reactor OCR-500 se maneja un valor promedio, a través del corazón, de 10 m/s por canal. Debido a que el corazón está conformado por 280 canales, hay que tener en mente que la velocidad global por canal, puede variar de un canal de refrigerante a otro.

Este parámetro, junto con la viscosidad cinemática y el diámetro equivalente del canal, determinará las condiciones hidrodinámicas en la región adyacente a la pared.

Distribución de la velocidad, los valores de la velocidad que realmente interesan son los cercanos a la pared, debido a que los efectos predominantes sobre el fenómeno de la incrustación están dados en la capa viscosa próxima a la frontera sólida del canal, por lo tanto el perfil de velocidad que se necesita es el de la región cercana a la pared.

Con base en el teoría de renovación superficial, se eligió la expresión dada por el modelo propuesto por Nijsing en el reporte EUR-293e (ref. 62):

$$u^+ = 0.999362(y^+) - 0.33307843 \frac{(y^+)^2}{u_0^+} + 0.03702294 \frac{(y^+)^3}{(u_0^+)^2} \quad \text{---- (3-28)}$$

la cual es válida para valores de $y^+ < 45$; las variables están determinadas por:

$$u^+ = \frac{\bar{u}}{u_*}, \quad u_0^+ = \frac{u_0}{u_*}, \quad u_* = \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho}} \quad \text{y} \quad y^+ = \frac{y u_*}{\nu} \quad \text{----- (3-29)}$$

donde: u^+ , es la velocidad adimensional.

u_0^+ , es la velocidad adimensional al término de la capa viscosa⁴¹.

\bar{u} , es la velocidad promedio, sobre la distancia normal a la pared. (m/s).

u_0 , es la velocidad al término de la capa viscosa. (m/s).

u_* , es la velocidad de fricción. (m/s).

y^+ , es la distancia adimensional, en la dirección normal a la pared.

y , es la distancia en la dirección normal a la pared. (m).

τ_w , es el esfuerzo cortante sobre la pared. (kg/(m·s²)).

ρ , es la densidad del refrigerante. (kg/m³).

ν , es la viscosidad cinemática del refrigerante. (m²/s).

El esfuerzo cortante sobre la pared, se puede calcular por medio de la siguiente expresión:

$$\tau_w = \frac{1}{2} f \rho u_b^2 \quad \text{----- (3-30)}$$

donde: τ_w , es el esfuerzo cortante en la pared. (kg/(m·s²)).

f , el factor de fricción

⁴¹El valor experimental, que se ha encontrado es de 14.7 (ref. 62).

El factor de fricción, puede ser calculado por una serie de expresiones (ver apartado b de la sec. 4.3.2), las cuales se estudiarán más adelante; por el momento se propone utilizar la ecuación obtenida por Selander en el reporte AECL-6354 (ref. 91), la cual está en forma explícita, tiene un rango de aplicabilidad aceptable ($10^4 < Re < 7.5 \times 10^8$), además tiene un porcentaje de error muy pequeño (0.1%), cualidades que apoyan su utilización, la expresión es la siguiente:

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = 1.73718 \ln \left[Re / (1.964 \ln Re - 3.8215) \right] \quad \text{----- (3-31)}$$

donde: Re , es el número de Reynolds.

Para poder evaluar correctamente el comportamiento de la distribución de velocidades, es necesario tener un marco de referencia, que permita resaltar el perfil; para esto se propone, el modelo propuesto por L.C. Thomas⁴², el cual está basado en el mismo concepto de renovación superficial, pero con enfoque diferente; la expresión es la siguiente:

$$u^+ = u_0^+ \left[1 - \exp \left[- \frac{y^+}{u_0^+} \right] \right] \quad \text{----- (3-32)}$$

la cual es válida para $y^+ < 45$; las variables están dadas de igual manera que las expresiones (3-29), el valor u_0^+ es de 15.97.

Para tener una idea del perfil de velocidades, que se puede obtener a las condiciones del canal de refrigeración, se calcularon ambas expresiones en el punto medio axial del canal; los resultados son presentados en la tabla 8 y se

⁴²Thomas L.C. "Turbulent Burst Phenomenon: Inner Laws for u^+ and T^+ ", ref. 42, pp 491-499.

pueden visualizar en las gráficas 1 y 2, tanto para el HB-40 como para el Santowax-R.

Espesor de la capa viscosa, la existencia de una subcapa laminar ha sido una de las proposiciones que se han establecido desde los inicios en el estudio de flujo turbulento, pero en los últimos años este concepto ha sufrido modificaciones.

En los años 30's, Fage y Townsend, mediante un análisis al ultramicroscopio, encontraron la existencia de fluctuaciones en el movimiento de partículas, a distancias muy cercanas a la pared ($y^+ = 10$), observación que puso en duda la existencia de la subcapa viscosa, dando origen a nuevas investigaciones.

Estudios posteriores en los años 50's con mejores técnicas, Klebanoff y Laufer lograron medir la velocidad, en la región de la pared, encontrando que ésta sufre fluctuaciones considerables a distancias de la pared de $y^+ = 15$, las cuales disminuyen a cero cuando se acercan a la pared; además estas investigaciones lograron determinar que aún a distancias menores de $y^+ = 10$, existen estas fluctuaciones. Lo anterior puede ser confirmado de manera física con el estudio fotográfico realizado por Nederman, en los inicios de los 60's, lo que permitió establecer que la subcapa viscosa no existía ó era de un espesor demasiado reducido.

Estudios⁴³ más recientes sobre esta región, han permitido confirmar la formación de una capa viscosa (ó laminar), en zonas de la frontera sólida (por donde circula el fluido), la cual se forma en condiciones especiales y con características muy específicas.

⁴³Zoric Z. "Physical Evidence on Coherent Structures in the wall Layers of Turbulent Flow". ref. 42, pp 403-440.

Varios investigadores, entre ellos Nijsing (ref. 62), Van Dongen (ref. 107) y Thomas⁴⁴, con base en la evidencia experimental, han propuesto la existencia de una subcapa viscosa de carácter local, con dimensiones bien delimitadas (circunscrita a un área específica y con un espesor muy reducido), la cual tiene un comportamiento periódico. Lo anterior permite suponer que en las paredes del canal de refrigeración, será posible la formación de este tipo de subcapa. Aunque su espesor será de una dimensión muy reducida, éste conformará de todos modos una resistencia para la transferencia, por lo tanto hay que cuantificar este espesor, lo más cercano a la realidad.

Nijsing, basado en el modelo físico propuesto por Einstein y Li, planteó la formación de una subcapa viscosa en la región adyacente a la pared, con un área específica caracterizada por una longitud axial (Δz_0), cuyo espesor (δ) tiene un crecimiento continuo, hasta que alcanza un valor crítico, donde la subcapa se desintegra. Con base en el análisis de este modelo, es posible calcular el valor máximo que alcanzará la subcapa viscosa, en relación con las condiciones hidrodinámicas del canal, mediante la siguiente expresión:

$$\delta_{max} = \frac{2.0584 u_0 \nu}{f u_b^2} \quad \text{-----} \quad (3-33)$$

donde: δ_{max} , es el espesor máximo de la capa viscosa. (m)

La cual da los siguientes resultados (a las condiciones establecidas en el punto medio axial del reactor); para el HB-40, $\delta_{max} = 19.3478 \times 10^{-6}$ m, para el Santowax-R, $\delta_{max} = 16.3799 \times 10^{-6}$ m, el valor dimensional para ambos casos corresponde a $y^+ = 15.12$.

⁴⁴Thomas L.C. loc. cit.

Considerando la evidencia experimental, se tiene que los resultados obtenidos por Laufer ($Y^+ = 15$) concuerdan con los cálculos de la ecuación (3-33), lo que permite suponer que el modelo propuesto por Nijsing no está alejado de la realidad. Pero en los mismos estudios de Laufer, se encontró que aún a distancias de $Y^+ = 10$, se observan fluctuaciones importantes de la velocidad (resultado que concuerda con lo observado por Fage y Townsend); por lo tanto, fijando que este último valor representa el espesor más real de esta capa laminar, se puede establecer lo siguiente:

El valor de δ_{max} , para el HB-40 es de 12.7883×10^{-6} m y para el Santowax-R, es de 10.8266×10^{-6} m.

Una visualización muy personal del proceso que toma lugar sobre la pared, se puede observar en la fig. 13; estas imágenes son una sobresimplificación del fenómeno, pero permiten imaginar el proceso de una manera fácil y concreta.

Tiempo de residencia promedio de un elemento de fluido, estudiando las diferentes investigaciones, tanto teóricas como experimentales, sobre la renovación superficial, principalmente la de Nijsing, se puede establecer un proceso (fig. 13), donde elementos del flujo principal se introducen a la región adyacente a la pared, depositándose en ella, los cuales después de cierto tiempo, son expulsados de la región, volviendo al flujo principal, esta secuencia se repite de manera periódica. Esto indica que se debe tener un conocimiento del tiempo en el que se lleva a cabo dicho proceso, no sólo para entender el fenómeno de la renovación superficial en sí, sino para poder entender el mecanismo de la descomposición química, que sufre el refrigerante orgánico, al ponerse en contacto con la pared y el cual es de suma importancia para el entendimiento del fenómeno de la incrustación.

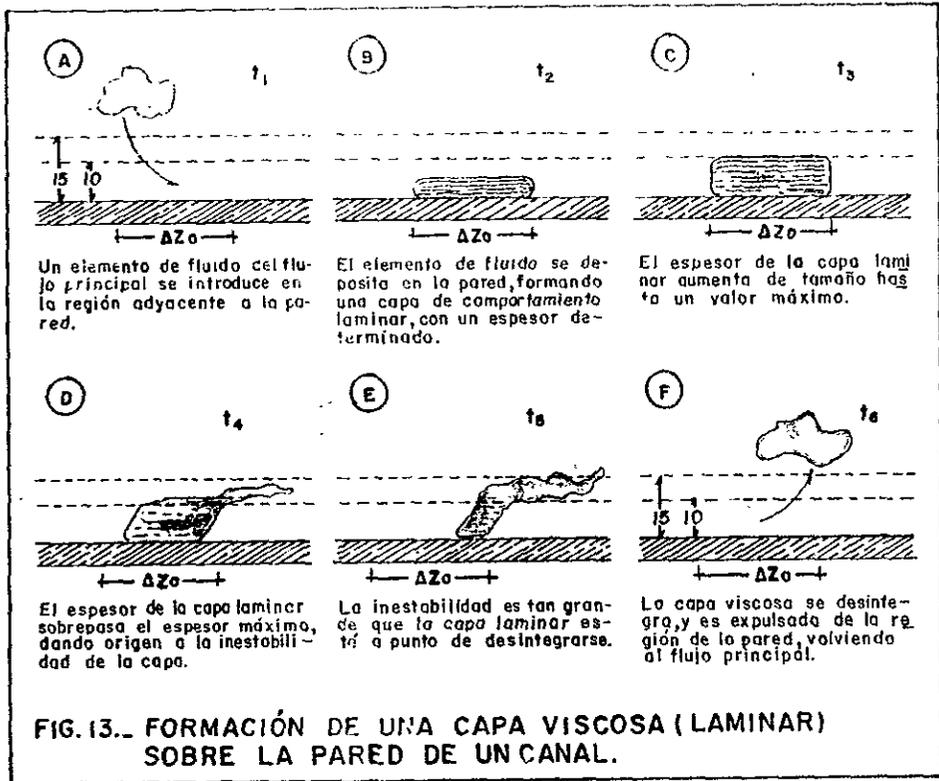


FIG. 13.- FORMACIÓN DE UNA CAPA VISCOSA (LAMINAR) SOBRE LA PARED DE UN CANAL.

Analizando la información que se cuenta sobre el fenómeno que se esquematiza en la fig. 13, el tiempo de proceso ó de residencia de un elemento de fluido ($t_6 - t_1$), se puede determinar que será aproximadamente equivalente al tiempo que le llevaría recorrer la distancia Δz_0 .

Por lo tanto, el tiempo de residencia de un elemento de fluido estará dado por la siguiente expresión:

$$\Delta t = \frac{\Delta z_0}{\bar{u}} \quad \text{-----} \quad (3-34)$$

donde: Δt , es el tiempo de residencia. (s)

Δz_0 , es la distancia axial. (m)

\bar{u} , es la velocidad promedio. (m/s)

Con base en los estudios realizados por Nijssing (ref. 62) se puede determinar la distancia axial, en que ocurre el fenómeno de la renovación superficial, mediante la siguiente expresión:

$$\frac{\Delta z_0}{De} = 1400 (0.5t)^{-0.5} Re^{-1} \quad \text{----- (3-35)}$$

donde: De , es el diámetro equivalente

como se puede observar de ambas expresiones, el tiempo de residencia dependerá de las condiciones que se establezcan en el canal y de qué tanto se introduzca el elemento de fluido en la región de la pared.

Para poder comprender y analizar mejor este proceso, se realizaron los cálculos del tiempo de residencia con el modelo de Nijssing (ecs. (3-28), (3-34) y (3-35)), para el HB-40 y el Santowax-R, a las condiciones de operación en el punto medio axial del reactor. Los resultados se dan en la tabla 8.

Nota: para el modelo propuesto por Thomas, el tiempo de residencia se considera que es constante; para el HB-40 $\Delta t = 0.7049$ ms., para el Santowax-R, $\Delta t = 0.6077$ ms.

UNIVERSAL.				HB-40				SANTOWAX-R			
y^+	u_1^+	u_2^+	y	u_1	u_2	Δt	y	u_1	u_2	Δt	
adimensional	adimensional	adimensional	m.	m/s.	m/s.	ms.	m.	m/s.	m/s.	ms.	
0.0	0	0	0	0	0	∞	0	0	0	∞	
0.5	0.494037	0.492253	0.639418	0.228729	0.227903	7.8274	0.54133	0.224476	0.223666	6.7523	
0.75	0.736848	0.732661	0.959128	0.341145	0.339207	5.24812	0.81200	0.334802	0.332900	4.5272	
1.0	0.976874	0.969334	1.278837	0.452272	0.448781	3.958610	1.0827	0.443863	0.440437	3.4149	
2.0	1.909461	1.879833	2.5577	0.884041	0.870324	2.0252	2.1653	0.867603	0.854142	1.7470	
3.0	2.798786	2.735067	3.8365	1.295780	1.286280	1.3817	3.2480	1.271687	1.242735	1.1919	
5.0	4.451766	4.292955	6.3942	2.061076	1.987550	0.86866	5.4133	2.022753	1.950594	0.74934	
7.5	6.292961	5.985026	9.5913	2.913511	2.770943	0.61451	8.1200	2.859338	2.719421	0.53010	
10.0	7.899111	7.431905	12.788	3.657125	3.440819	0.48956	10.827	3.589126	3.376841	0.42231	
12.5	9.286282	8.669124	15.985	4.299357	4.013625	0.41643	13.533	4.219416	3.938997	0.35923	
15.0	10.470533	9.727062	19.183	4.847641	4.503429	0.36933	16.240	4.757505	4.419694	0.31860	
17.5	11.467929	10.631700	22.380	5.309414	4.922257	0.33721	18.947	5.210692	4.830734	0.29089	
20.0	12.294530	11.405250	25.577	5.692114	5.280395	0.31454	21.653	5.586276	5.182213	0.27133	
25.0	13.499601	12.632317	31.971	6.250036	5.848502	0.28646	27.067	6.133825	5.739757	0.24711	

NOTAS: El subíndice 1 corresponde al modelo propuesto por Nijising ec.(3-28)

El subíndice 2 corresponde al modelo propuesto por Thomas ec.(3-32)

$\mu m = 1 \times 10^{-6} m.$ (micra)

$ms = 1 \times 10^{-3} s.$ (milisegundo)

c2.- Parámetros térmicos.- En el planteamiento del modelo físico para la incrustación se estableció la importancia, tanto de la temperatura del refrigerante (sobre el fenómeno de la coagulación), como de la temperatura de la pared (sobre el fenómeno de la adhesión); por lo tanto un conocimiento de las condiciones térmicas, que probablemente se obtendrán en el canal de refrigeración, debe ser determinado, principalmente en la capa adyacente a la pared, región donde tiene mayor relevancia el fenómeno de la incrustación.

Los principales parámetros que caracterizan el estado térmico del sistema son los siguientes:

Temperatura media global del refrigerante, generalmente al cálculo de este parámetro, para un canal uniformemente calentado, se puede lograr con la siguiente expresión:

$$T_b = \frac{\int_0^R \bar{u} r T dr}{\int_0^R \bar{u} r dr} \quad \text{-----} \quad (3-36)$$

donde: T_b es la temperatura media global del refrigerante (K)

T , es la temperatura con respecto a la posición radial. (K)

\bar{u} , es la velocidad promedio con respecto a la posición radial. (m/s)

r , es la posición radial. (m)

El valor de este parámetro varía con la posición axial debido a que el calor generado, varía con la posición axial a través del canal de refrigeración, lo que determina que el valor obtenido por esta ecuación, corresponda a un punto (axial) determinado del canal.

Para llevar a cabo el cálculo con esta expresión se debe tener una expresión que determine la funcionalidad de la temperatura con la posición radial, y otra para la velocidad; situación que complica el cálculo por este método, por lo tanto es conveniente usar otra expresión más adecuada y de fácil manejo. (ver apartado (b) de la secc. 4.2.2)

Temperatura de la superficie de calentamiento, la valoración de este parámetro se puede realizar utilizando la siguiente expresión:

$$T_w(z) = \frac{q(z)}{h(z)} + T_b(z) \quad \text{-----} \quad (3-37)$$

donde: $T_w(z)$, es la temperatura de la pared, en el punto axial z del canal. (K)

$q(z)$, es el flux de calor en la posición axial z del canal. (W/m²)

$h(z)$, es el coeficiente de transferencia de calor en la posición axial z en el canal. (W/(m² ·K))

$T_b(z)$, es la temperatura global del refrigerante en el punto z axial del canal. (K)

Como se puede observar, se necesita una expresión para calcular el coeficiente de transferencia de calor; para los refrigerantes en estudio se pueden

utilizar las correlaciones reportadas en el AECL-4922 (ref. 95); para el HB-40 la obtenida por Jeffries y para el Santowax-R, la obtenida por Debagge (ver apartado (a) de la secc. 4.2.2.).

Calculando la temperatura de la pared en la posición media axial del canal de refrigeración, a las condiciones de operación ($T_h = 355^\circ \text{C}$ y $u_b = 10 \text{ m/s}$), considerando el flux máximo en el canal (1.56 MW/m^2), se obtiene que para el HB-40, $T_w = 462.25952^\circ \text{C}$ y para el Santowax-R $T_w = 466.97745^\circ \text{C}$, valores que están dentro del valor máximo permitido para la cubierta de 480°C .

De igual manera que en el parámetro anterior, se necesita tener una expresión más fácil de manejar, a la vez que permita describir el comportamiento de la temperatura a lo largo del canal de refrigeración.

Distribución de la temperatura, como ya se mencionó es necesario determinar el comportamiento de la temperatura a través de la capa viscosa, ya que permitirá conocer hasta qué punto favorece a la incrustación el cambio de la temperatura. Mediante el modelo que se ha venido utilizando (modelo de Nijising), se puede obtener una expresión para este fin, del reporte EUR-543 e. (ref. 63) se tiene lo siguiente:

$$\frac{T - T_w}{T_0 - T_w} = 0.067983810 y^+ \text{Pr}^{1/3} - 1.5413875 \times 10^{-3} (y^+)^2 \text{Pr}^{2/3} - 1.1655178 \times 10^{-5} (y^+)^3 \text{Pr} \quad \text{----- (3-38)}$$

- donde: T , es la temperatura en la dirección normal a la pared. (K)
 T_w , es la temperatura en la pared. (K)
 T_0 , es la temperatura al término de la capa viscosa. (K)

Pr, es el número de Prandtl.

la cual es válida para fluidos con un $Pr > 1$ y para valores de $Y^+ < 55$. El término T_0 , generalmente se desconoce, pero puede ser calculado con la siguiente expresión:

$$\frac{T_w - T_0}{T_w - T_b} = \frac{u_0^+ (\frac{1}{2}f)^{0.5}}{u_0^+ (\frac{1}{2}f)^{0.5} + \left(1 - u_0^+ (\frac{1}{2}f)^{0.5}\right) Pr^{-2/3}} \quad \text{----- (3-39)}$$

la cual se derivó con base al modelo de crecimiento de la capa viscosa propuesto por Nijssing.

Del mismo modo que se propuso en la distribución de la velocidad, aquí también se propone la utilización de una ecuación paralela ó de referencia. Se eligió la expresión dada por Thomas⁴⁵:

$$\frac{T - T_w}{T_b - T_w} = 1 - \exp \left[- \frac{y^+ \sqrt{\text{Pr}}}{u_0^+} \right] \quad \text{-----} \quad (3-40)$$

la cual es válida para valores del número de Prandtl moderados ($1 < \text{Pr} < 15$), y para un valor de y^+ (y_7^+ donde y_7^+ está determinado por:

$$y_7(k)(\text{Pr}) \exp \left[- \frac{y_7^+ \sqrt{\text{Pr}}}{u_0^+} \right] = 1 \quad \text{-----} \quad (3-41)$$

donde: $k = 0.40$ y $u_0^+ = 15.97$

El perfil de temperatura, para ambas expresiones se muestra en las gráficas 1 y 2.

⁴⁵Thomas L.C. op.cit. pp. 500-502.

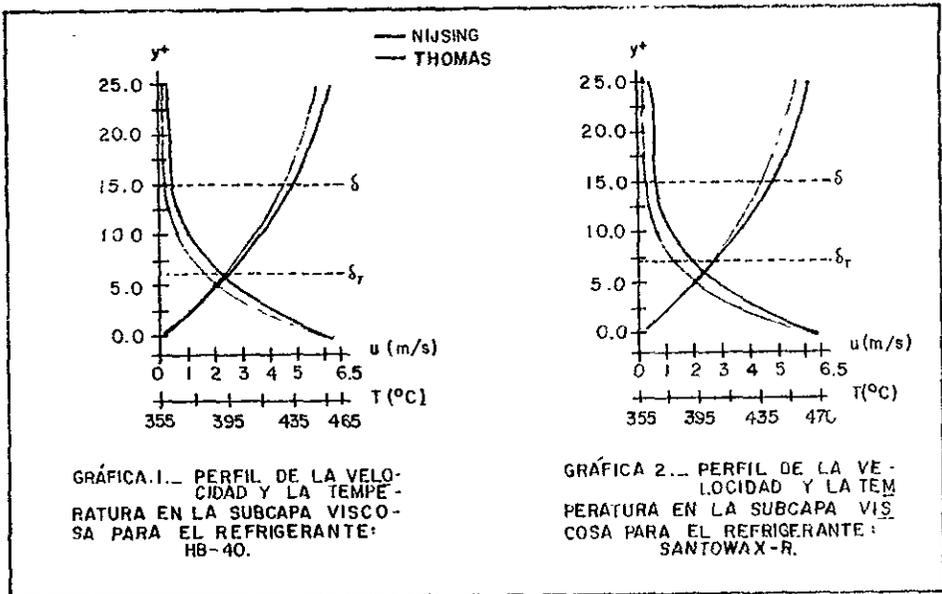
Espesor de la capa térmica, este parámetro se puede evaluar mediante la utilización de la expresión encontrada por Polhausen la cual permite obtener el valor de la capa térmica (δ_T) en relación con el espesor de la capa viscosa.

$$\delta_T = \frac{\delta}{Pr^{1/3}} \quad \text{----- (3-4-2)}$$

donde: δ_T , es el espesor de la capa térmica. (m)

δ , es el espesor de la capa viscosa. (m)

Tomando en consideración los valores obtenidos en los párrafos anteriores para δ max, se tiene lo siguiente: para el HB-40 $\delta_T = 8.3674768 \times 10^{-6}$ m ($y^+ = 6.543034$), para el Santowax-R $\delta_T = 7.79644 \times 10^{-6}$ m. ($y^+ = 7.2011$).



d) Incrustación por transferencia de masa.- En los siguientes párrafos se tratará de integrar de la mejor manera posible, el modelo físico propuesto por Sullivan y Keen, y el modelo de transferencia en flujo turbulento propuesto por Nijsing (ref. 63), tanto para la incrustación por transferencia de masa, como para la incrustación por partículas. Con el fin de poder aplicar los diferentes planteamientos que se han establecido para la descripción del fenómeno de incrustación, de una manera cuantitativa, factible de poder comparar con la evidencia experimental.

d1.- Mecanismo de transferencia.- Ya en el apartado (b) de esta sección, se describió de una manera clara, este mecanismo, por lo que no será necesario replantear de nuevo el mecanismo, sino que será de más utilidad aclarar ciertos puntos relevantes relacionados con él.

Estos puntos permitirán redondear y precisar cómo tanto el concepto de este tipo de incrustación, como el entendimiento del mecanismo que se lleva a cabo; lo que dará como consecuencia el establecimiento de las ecuaciones que mejor describan el fenómeno.

Estos puntos se enumeran a continuación:

- Los fenómenos de transferencia de masa, de calor y de momentum, se llevan a cabo por difusión molecular, basados en los planteamientos propuestos por Nijsing en el reporte EUR-293e. (ref. 62). Los cuales ya han sido tratados a lo largo de esta sección.

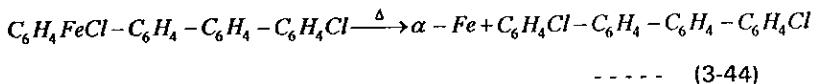
- El fluido (refrigerante orgánico) contiene una cierta cantidad de soluto (complejo orgánico-cloro-hierro), el cual a cierta temperatura, se hace inestable, lo que provoca su descomposición en un producto insoluble (depósitos de hierro). Esta temperatura, en el reporte EUR-543e (ref. 63) se le denomina como temperatura crítica (T_c); como esta denominación puede causar confusión en este estudio, para evitar problemas con el manejo del término, se le denominará Temperatura de Incrustación (T_i).

- La reacción que se lleva a cabo, a la temperatura de incrustación, se le considerará como una reacción irreversible, isotérmica y de primer orden. De una manera sencilla, esta reacción puede ser representada de la siguiente forma:



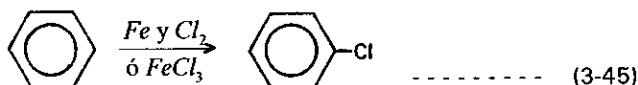
donde: *A*, es el complejo de hierro.
 B, es la partícula de depósito.
 C, es la parte orgánica del complejo.

aplicando lo anterior, al complejo propuesto por este trabajo, en el apartado (b), la reacción queda de la siguiente forma:

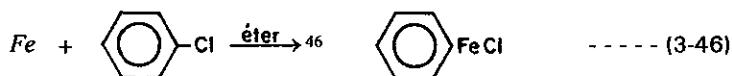


- El complejo de hierro, propuesto en el apartado (b), no está muy alejado de la realidad, ya que las condiciones en el refrigerante, se prestan para formar este tipo de complejo.

La cloración de anillos bencénicos, se lleva a cabo mediante la utilización de los elementos Fe y Cl_2 ó del compuesto $FeCl_3$, los cuales están presentes en el refrigerante orgánico a las condiciones normales de operación, por lo tanto la cloración de la parte orgánica, es factible de desarrollarse durante la operación del reactor.



En relación a la parte metálica, si se considera que la formación del compuesto metal orgánico está dada del mismo modo que el reactivo de Grignard, por lo tanto la probabilidad de encontrar el complejo propuesto es muy grande.



- La temperatura de la superficie (T_w) será igual ó superior a la temperatura de incrustación (T_i).
- El producto de reacción (B), se cristalizará sobre la superficie calentada, sin la formación de partículas en solución.
- El proceso de cambio de fase (cristalización) es infinitamente rápido en relación al proceso de difusión del producto (B) hacia la pared.
- El suministro del complejo (A), del flujo principal a la zona de reacción, se lleva a cabo por difusión.

⁴⁶Análisis realizados a los refrigerantes orgánicos, han podido identificar estructuras de grupos éter.

d2.- *Formulación y descripción matemática.*- Considerando el planteamiento anterior, el proceso puede ser descrito por la siguiente serie de ecuaciones diferenciales.

Ecuación de continuidad
$$u \frac{\partial u}{\partial z} + v \frac{\partial v}{\partial y} = 0 \quad \text{-----} \quad (3-47)$$

Ecuación de momentum
$$u \frac{\partial u}{\partial z} + v \frac{\partial u}{\partial y} = \nu \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \quad \text{-----} \quad (3-48)$$

Ecuación de energía
$$u \frac{\partial T}{\partial z} + v \frac{\partial T}{\partial y} = \alpha \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \quad \text{-----} \quad (3-49)$$

Ecuación de la especie A
$$u \frac{\partial C_A}{\partial z} + v \frac{\partial C_A}{\partial y} = D_{AO} \frac{\partial^2 C_A}{\partial y^2} - kC_A \quad \text{--} \quad (3-50)$$

Ecuación de la especie B
$$u \frac{\partial C_B}{\partial z} + v \frac{\partial C_B}{\partial y} = D_{BO} \frac{\partial^2 C_B}{\partial y^2} + kC_A \quad \text{----} \quad (3-51)$$

donde: α , es la difusividad térmica. (m^2 /s)

C_A , es la concentración molar del soluto A. ($kmol/m^3$)

C_B , es la concentración molar del producto B. ($kmol/m^3$)

D_{AO} , es la difusividad másica del compuesto A en el refrigerante orgánico. (m^2 /s)

D_{BO} , es la difusividad másica del compuesto B en el refrigerante orgánico. (m^2 /s)

k , es la constante de velocidad de reacción. (1/s)

las condiciones a la frontera son:

a $z = 0, y \geq 0$; se tiene que $u = u_0, T = T_0$ y $C_A = C_{A0}$

a $y = 0, z \geq 0$; se tiene que $u = v = 0, T = T_w, C_A = 0$ y $C_B = 0$

a $y = \alpha, z \geq 0$; se tiene que $u = u_0, T = T_0, C_A = C_{A0}$ y $C_B = 0$

Nota: Si se conoce la dependencia de k , de D_{AO} , de D_{BO} , y de las propiedades físicas, con respecto a la temperatura, el sistema puede ser resuelto sin dificultad.

Debido a que la solución de la serie anterior de ecuaciones diferenciales, necesita un procedimiento matemático demasiado complejo, es necesario establecer, ciertas condiciones que permiten simplificar la solución, sin que ésta pierda validez y veracidad para el fenómeno que trata de describir. La primera, es que todas las propiedades físicas son independientes de la temperatura; la segunda, es que la reacción se lleva a cabo instantáneamente⁴⁷ para temperaturas mayores que la temperatura de incrustación.

Las condiciones anteriores permiten reemplazar las ecuaciones (3-50) y (3-51) por las siguientes expresiones:

$$u \frac{\partial C_A}{\partial z} + v \frac{\partial C_A}{\partial y} = D_{AO} \frac{\partial^2 C_A}{\partial y^2} \quad \text{-----} \quad (3-52)$$

$$u \frac{\partial C_B}{\partial z} + v \frac{\partial C_B}{\partial y} = D_{BO} \frac{\partial^2 C_B}{\partial y^2} \quad \text{-----} \quad (3-53)$$

en la zona de reacción se establece la siguiente condición a la frontera:

a $y = y_r, z \geq 0$; se tiene que $T = T_r, C_A = 0$ y $\frac{\partial C_A}{\partial y} = D_{BO} \frac{\partial C_{B1}}{\partial y} - D_{BO} \frac{\partial C_{B2}}{\partial y}$

⁴⁷Situación que debe ser lo más cercano a la realidad, ya que los tiempos de residencia de un elemento de fluido en la zona de la pared, son sumamente reducidos (ver tabla 8).

donde el primer término de la derecha, de la última expresión, corresponde a la difusión del compuesto B hacia la pared y el segundo término de la misma expresión corresponde a la difusión del compuesto B hacia la corriente principal.

Una solución de las ecuaciones (3-47), (3-48) y (3-49), ya fué dada en el apartado (c) de esta sección.

La solución para la transferencia de masa (ecs. (3-52) (3-53)), puede ser determinada mediante un procedimiento semejante al propuesto por Potter (ver refs. del reporte EUR-543e), cuyos puntos relevantes se dan en el anexo I del reporte anterior (ref. 63).

Aplicando el procedimiento anterior con la siguiente condición:

- La reacción se lleva a cabo en la superficie del canal (más específico sobre la superficie de la capa de depósito), por lo tanto la temperatura de la pared es igual a la temperatura de incrustación.

la solución está dada por la siguiente expresión:

$$J = 0.664 M_B C_{A0} D_{A0}^{2/3} \gamma^{-1/6} \left(\frac{u_0}{z_0} \right)^{1/2} \quad \text{-----} \quad (3-54)$$

donde: J , es la proporción de incrustación. (kg/(m² · s))

C_{A0} , es la concentración molar del compuesto A, en la corriente principal. (kmol/m³)

M_B , es el peso molecular del compuesto B. (kg/kmol)

aplicando el modelo propuesto por Nijsing, para substituir los valores de u_0 y Δz_0 , se obtiene lo siguiente:

$$J = 0.0136 M_B C_{AO} \frac{D_{AO}}{De} \text{Re}^{0.875} Sc^{1/3} \quad \text{-----} \quad (3-55)$$

donde Sc , es el número de Schmidt $\left(\frac{\nu}{D_{AO}}\right)$; de esta ecuación se puede observar lo siguiente:

La proporción de incrustación, se incrementa con el aumento de la velocidad, resultado que concuerda con la evidencia experimental.

La ecuación fue desarrollada bajo la condición de que la reacción se lleva a cabo instantáneamente (infinitamente rápida), en la realidad la constante de velocidad de reacción tiene un valor finito. Por lo tanto, la validez de esta expresión dependerá de qué tan grande sea el valor de k ; con base en un análisis de ordenamiento y escala, se determinó que la proporción de incrustación encontrada por esta ecuación, se acercará al valor real entre mayor sea el grupo adimensional $k\Delta z_0/u_0$.

Para comprobar la exactitud de la expresión (3-55) se aplicará a un problema experimental, donde se conocen las condiciones de operación y la proporción de incrustación obtenida para tales condiciones.

Analizando la ecuación (3-55), se puede observar que la mayoría de los parámetros pueden ser conocidos de manera precisa, a excepción de D_{AO} y C_{AO} , ya que no se conoce el mecanismo exacto de la reacción para la formación del complejo de hierro, y por lo tanto no se tiene un conocimiento pleno de la estructura real del complejo formado, en consecuencia no hay evidencia experimental sobre la difusión

de este complejo. Pero es factible plantear ciertas consideraciones que permitan aproximar su cálculo.

Con respecto al término C_{AO} , si se considera que en la reacción (3-46), reacciona el 100% del hierro disponible en el refrigerante, se tendrá que el término C_{AO} estará en función directa con la concentración de hierro en el refrigerante. Por lo tanto el término $[M_{BO}C_{AO}]$, puede ser aproximado por la concentración másica de hierro.

En relación al coeficiente de difusión, éste puede ser calculado mediante la expresión de Wilke y Chang, reportada en la referencia (79):

$$D_{AO} = \frac{K(\phi M_R)^{1/2} TK}{\mu(V_A)^n} \quad \text{-----} \quad (3-56)$$

donde: D_{AO} , es la difusividad del compuesto A, en el refrigerante orgánico. (m² /s)

K , es una constante. (K = 1.172820962x10⁻¹⁶)

ϕ , es el factor de asociación del refrigerante, su valor depende del tipo de substancia ($\phi = 1$)⁴⁸.

M_R , es el peso molecular del refrigerante. (kg/kmol)

TK , es la temperatura media global del refrigerante. (K)

μ , es la viscosidad del refrigerante. (kg/(m·s))

V_A , es el volúmen molecular del compuesto A, en el punto de ebullición normal. (m³ /kmol)

n , es el exponente del volúmen molecular. (n=0.6)

⁴⁸Valor para disolventes sin asociación.

Aplicando las ecuaciones anteriores al refrigerante Santowax-OM: ($M_R=230\text{kg/kmol}$, $\rho = 820\text{kg/m}^3$ y $\mu = 3.6 \times 10^{-4} \text{ Pa}\cdot\text{s}$), a las condiciones de operación ($u_b = 7 \text{ m/s}$, $TK = 673.15 \text{ K}$, $Re = 140000$ y $M_B C_{AO} \cong 0.00041\text{kg/m}^3$ ⁴⁹) que se establecen en la prueba experimental, la cual reportó una proporción de incrustación de $1090 \text{ mg}/(\text{m}^2 \cdot \text{h})$, se tiene que el coeficiente de difusión (determinado por $\phi = 0.750$ y $V_A = 0.392 \text{ m}^3/\text{kmol}^{51}$) es igual a $4.8807028 \times 10^{-9} \text{ m}^2/\text{s}$, a la que le corresponde una proporción de incrustación de $3.2346056 \times 10^7 \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$. Convirtiendo este valor a unidades congruentes con la evidencia experimental (las cuales permiten una comparación más adecuada), la proporción de incrustación es igual a $1164.458032 \text{ mg}/(\text{m}^2 \cdot \text{h})$; resultado que tiene una discrepancia con el valor real del 7%, la cual es una buena aproximación, considerando las condiciones que se tuvieron que establecer, tanto para la deducción de la ecuación (3-55), como para los parámetros del coeficiente de difusión y la concentración del complejo en el refrigerante.

Tomando en cuenta el resultado anterior (de cierto éxito) se puede suponer que la ecuación (3-55) puede predecir de forma satisfactoria la incrustación en el canal de refrigeración.

Para el HB-40 y el Santowax-R, ya que son mezclas más complejas, es necesario utilizar otra expresión para la difusividad del complejo, con el fin de ser más realistas. Por lo tanto se determinó utilizar la ecuación propuesta por Perkins y Geankoplis, (ref. 79)

$$D_{AM} \mu^{0.8} = \sum_{\substack{j=1 \\ j \neq A}}^n x_j D_{Aj} (\mu_j)^{0.8} \quad \text{----- (3-57)}$$

⁴⁹ Valor que le corresponde a 0.5 p.p.m. de hierro

⁵⁰ Valor propuesto por Cadwell y Babb, para sistemas que contienen hidrocarburos aromáticos.

⁵¹ Valor obtenido para el complejo propuesto en el apartado (b), mediante el método de Schroeder.

donde: D_{AM} , es el coeficiente de difusión del compuesto A, en la mezcla refrigerante. (m^2 /s)

D_{Aj} , es el coeficiente de difusión (binaria) del compuesto A en el disolvente j, determinado por la ecuación (3-56) (m^2 /s)

x_j , es la fracción del disolvente j en la mezcla refrigerante

μ , es la viscosidad de la mezcla refrigerante. ($kg/(m \cdot s)$)

μ_j , es la viscosidad del disolvente j. ($kg/(m \cdot s)$)

para ser más congruentes con la realidad, se consideró la corrección propuesta por Hayduk y Backley (ref. 79) para la ecuación (3-56), en relación a los compuestos orgánicos, donde n, es igual a 0.7 y la constante $K = 5.878028936 \times 10^{-17}$.

Aplicando las ecuaciones (3-55), (3-57) a los refrigerantes en estudio, a las condiciones normales de operación (en el punto medio axial del reactor), con una concentración de $7 \mu g/kg$ de hierro, da como resultado los siguientes valores:

para el HB-40, $D_{AM} = 2.454556 \times 10^{-9} m^2 /s$ $J = 5.730581 \times 10^{-8} kg/(m^2 \cdot s)$

para el SW-OR, $D_{AM} = 2.139602 \times 10^{-9} m^2 /s$ $J = 4.6483399 \times 10^{-8} kg/(m^2 \cdot s)$

convirtiendo estos valores, se tiene respectivamente, $J = 206.3009203 mg/(m^2 \cdot h)$ y $J = 167.34023 mg/(m^2 \cdot h)$. Aunque estos valores son mucho menores que el valor experimental obtenido para el Santowax-OM, estos valores en proporción, son peligrosos, según lo establecido en el apartado (b) de la sección 3.4.3, para reactores en operación continua; por lo que hay que tener sumo cuidado con el control de la concentración del hierro en el refrigerante. Aunque no hay que olvidar que hay otros factores químicos que contribuyen a la incrustación, los cuales no están considerados directamente en las ecuaciones.

e) Incrustación por partículas.- Para poder entender este tipo de incrustación se necesita tener un conocimiento pleno de las diferentes etapas que se llevan a cabo durante el proceso de la incrustación. Las cuales permitirán entender el fenómeno desde un punto de vista integral. Estas etapas son las siguientes:

- Formación de las partículas.
- Crecimiento de las partículas.
- Transporte de las partículas a la pared.
- Adhesión de las partículas a la pared.

Las dos primeras etapas aunque no se han determinado experimentalmente en forma categórica, encuentran a través del modelo físico, (propuesto en el apartado (a)) una explicación muy satisfactoria; las otras dos etapas se tratarán de desarrollar en los párrafos subsiguientes.

e1.- Transporte de partículas a la pared.- Considerando los planteamientos que se han venido haciendo en relación al fenómeno de la incrustación en esta sección, el objetivo de esta parte sería el desarrollo y la fundamentación del fenómeno de la precipitación, pero considerando que este fenómeno está bien planteado en los textos correspondientes de ingeniería química, no será necesario exponerlo. Se cree que es más conveniente tratar la incrustación por partículas desde otro punto de vista que permita resaltar el proceso de la precipitación, a la vez que dé oportunidad de ampliar el concepto sobre este tipo de incrustación.

Nijssing propuso que el mecanismo en este tipo de incrustación puede estar determinado por el fenómeno de la difusión, proposición que en cierta manera no es irreal,

ya que como se explicó en el apartado (b) de esta sección, es factible que partículas coloidales se difundan.

Si se puede describir el comportamiento de depósito de un grupo idéntico de partículas, mediante un coeficiente de difusión y además se establece que en condiciones de flujo turbulento, la principal resistencia se encuentra en la capa viscosa adyacente a la frontera sólida, entonces es factible describir el proceso de transporte de partículas por la difusión molecular; por lo tanto este tipo de incrustación tendrá una descripción parecida a la incrustación por transferencia de masa, pero que permitirá establecer diferencias entre los dos tipos de incrustación, si es que existen.

Antes de pasar a la descripción matemática, es necesario plantear ciertas consideraciones que serán de utilidad para el planteamiento general.

Las condiciones en el fluido, cerca de la pared, son isotérmicas.

Las propiedades del fluido no son afectadas por la presencia de partículas, en el rango de tamaño establecido. (0.001 μm a 1 μm).

Las partículas se considerarán como esféricas e idénticas; para el tratamiento matemático, éstas se pueden considerar como infinitamente pequeñas.

La proporción de adhesión de las partículas sobre la pared, es proporcional a la concentración de partículas que existe sobre ella. Siendo expresada en términos de cinética química de la siguiente forma:

$$R = k_p C_w \text{ ----- (3-58)}$$

- donde: R , es la proporción de adhesión sobre la pared. ($\text{kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$)
- C_w , es la concentración de partículas sobre la pared. (kg/m^3)
- k_p , es la constante de proporción de adhesión de la partícula. (m/s)

e2.- Formulación y descripción matemática.- El proceso de incrustación por partículas puede ser planteado con las siguientes ecuaciones diferenciales:

ecuación de continuidad $\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial v}{\partial y} = 0$ ----- (3-47)

ecuación de momentum $u \frac{\partial u}{\partial z} + v \frac{\partial u}{\partial y} = \nu \frac{\partial^2 u}{\partial y^2}$ ----- (3-48)

ecuación de difusión de la partícula $u \frac{\partial C}{\partial z} + v \frac{\partial C}{\partial y} = D_p \frac{\partial^2 C}{\partial y^2}$ ----- (3-59)

- donde: C , es la concentración de partículas. (kg/m^3)
- D_p , es la difusividad de las partículas, de un tamaño determinado, en el refrigerante orgánico. (m^2/s)

con las siguientes condiciones a la frontera:

a $y=0, z \geq 0$; se tiene que $u=0$ y $D_p \frac{\partial C}{\partial y} = k_p C_w$

a $y=\infty, z \geq 0$; se tiene que $u=u_0$ y $C=C_0$

a $y \geq 0, z \leq 0$; se tiene que $u=u_0$ y $C=C_0$

donde: C_0 , es la concentración de partículas en la corriente principal.
(kg/m^3)

Una solución de la serie anterior de ecuaciones, con las condiciones establecidas, aun no ha sido encontrada, pero la solución puede ser simplificada, considerando sólo los casos extremos del proceso.

Así, se tiene que si la constante de proporción de adhesión, tiene valores muy bajos, la distribución de la concentración de partículas cerca de la pared será uniforme, en consecuencia la proporción de depósito de partículas sobre la pared estará dada por

$$J_p = k_p C_0 \quad \text{-----} \quad (3-60)$$

donde: J_p , es la proporción de incrustación por partículas. ($\text{kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$)

lo que significa que la incrustación está determinada totalmente por la cinética del proceso de adhesión.

El otro extremo, cuando k_p tiene valores muy grandes, es decir que la concentración de partículas, cerca de la pared será cercana a 0, implicará que el depósito de partículas estará determinado por el fenómeno de la difusión. Entonces la solución de las ecuaciones (3-47), (3-48) y (3-59) en estas condiciones dará como resultado la siguiente expresión:

$$J_p = 0.664 C_0 D_p^{2/3} (\nu)^{-1/6} \left(\frac{u_0}{\Delta z_0} \right)^{1/2} \quad \text{-----} \quad (3-61)$$

De la ecuación (3-60) se plantea la necesidad, de tener un valor aproximado de k_p ó una forma de obtener dicho valor, lo cual es muy difícil, ya que no se conoce el

mecanismo real de la adhesión y no hay evidencia experimental que permita de algún modo tener una idea de él. Lo que se propone para obtener un valor aproximado de k_p , es suponer que la proporción de adhesión dada por la ecuación (3-60) es un porcentaje menor a la determinada por la ecuación (3-61), es decir que sobre la pared habrá una concentración aproximada de:

$$C_w = \frac{b}{100} C_0 \quad \text{-----} \quad (3-62)$$

esta condición implica que la proporción promedio de adhesión es igual a la proporción de incrustación promedio por difusión:

$$R = k_p C_w = 0.664 \frac{100-b}{100} C_0 D_p^{2/3} (\nu)^{-1/6} \left(\frac{u_0}{\Delta z_0} \right)^{1/2} \quad \text{-----} \quad (3-63)$$

quedando la expresión para k_p de la siguiente forma:

$$k_p = 0.664 \frac{100-b}{b} D_p^{2/3} (\nu)^{-1/6} \left(\frac{u_0}{\Delta z_0} \right)^{1/2} \quad \text{-----} \quad (3-64)$$

si se plantea que las ecuaciones anteriores deben aplicar para flujo turbulento; con ayuda de las expresiones dadas por el modelo de Nijssing, las ecuaciones anteriores quedan de la siguiente forma:

$$J_p = 0.136 \left(\frac{100-b}{b} \right) C_0 \frac{D_p}{De} Re^{0.875} Sc^{1/3} \quad \text{-----} \quad (3-65)$$

$$J_p = 0.136 (C_0) \frac{D_p}{De} Re^{0.875} Sc^{1/3} \quad \text{-----} \quad (3-66)$$

como se puede observar, ambas expresiones, tienen una dependencia directa con la velocidad, lo cual no concuerda con la evidencia experimental reportada, con respecto a

este tipo de incrustación. Esto se aclarará más adelante con el análisis de los resultados obtenidos para el canal de refrigeración.

Para tener una idea de las proporciones que se pueden obtener con estas expresiones en el canal de refrigeración, tanto para el HB-40 como el Santowax-R, es necesario realizar cálculos numéricos que permitan dar una mejor visión de la predicción de la incrustación, a la vez que permitan ejemplificar el uso de estas ecuaciones.

Con base en la expresión (3-66) se tiene que el único parámetro que no se conoce es el coeficiente de difusión de partículas (D_p), por lo tanto se requiere una expresión para su cálculo; de acuerdo a Einstein (ver refs. del reporte EUR-543e ref. 63), para una suspensión que contiene partículas esféricas de tamaño uniforme, la difusividad de partículas está dada por:

$$D_p = \frac{k'(TK)}{3\pi\mu dp} \quad \text{-----} \quad (3-67)$$

- donde:
- D_p , es la difusividad de partículas en el refrigerante. (m^2 /s)
 - k' , es la constante de Boltzmann ($k' = 1.38054 \times 10^{-23}$ J/K)
 - dp , es el diámetro de partícula. (m)

de los resultados obtenidos (ver tabla 9) de aplicar las ecuaciones (3-66) y (3-67) a las condiciones establecidas en el punto medio axial del canal de refrigeración, con una concentración promedio de 425 μ g/kg de partículas, se pueden hacer las siguientes observaciones:

- La proporción de incrustación por partículas, para una concentración determinada de partículas, disminuye con el aumento del diámetro de la partícula.

- El coeficiente de difusión para partículas con un diámetro de 0.001 μ m, es del mismo orden que el valor obtenido por el coeficiente de difusión para transferencia de masa. Lo que confirma el planteamiento propuesto por el modelo físico.
- La proporción de incrustación para partículas de 0.001 μ m, son del mismo orden que las obtenidas con la ecuación (3-55). Esto no es de extrañarse, ya que ambas ecuaciones fueron obtenidas con base al mismo fenómeno y apoyadas en el modelo de Nijssing.

d_p μ m	HB-40		SANTOWAX-R	
	D_p m ² /s	J_p kg/m ² s	D_p m ² /s	J_p kg/m ² s
0.001	1.848803×10^{-9}	2.3896301×10^{-7}	2.1862968×10^{-9}	3.0068979×10^{-7}
0.01	1.848803×10^{-10}	5.148302×10^{-8}	2.186297×10^{-10}	6.478165×10^{-8}
0.02	9.244015×10^{-11}	3.243227×10^{-8}	1.093148×10^{-10}	4.080988×10^{-8}
0.03	6.162677×10^{-11}	2.475046×10^{-8}	7.287656×10^{-11}	3.114377×10^{-8}
0.05	3.697606×10^{-11}	1.760695×10^{-8}	4.372594×10^{-11}	2.215501×10^{-8}
0.1	1.848803×10^{-11}	1.109168×10^{-8}	2.186297×10^{-11}	1.395678×10^{-8}
0.2	9.244015×10^{-12}	6.987321×10^{-9}	1.093148×10^{-11}	8.792223×10^{-9}
0.5	3.697606×10^{-12}	3.793301×10^{-9}	4.372594×10^{-12}	4.773153×10^{-9}
1.0	1.848803×10^{-12}	2.389630×10^{-9}	2.186297×10^{-12}	3.006898×10^{-9}
5.0	3.697606×10^{-13}	8.172420×10^{-10}	4.372594×10^{-13}	1.028345×10^{-9}
30.0	6.162677×10^{-14}	2.475046×10^{-10}	7.287656×10^{-14}	3.114377×10^{-10}

TABLA 9.- PROPORCIONES DE INCRUSTACIÓN POR PARTÍCULAS.

- En la ecuación (3-66) no se consideró el efecto de la temperatura (tal efecto *está considerado en el modelo físico*).
- La proporción de incrustación disminuye en un 99.8%, con el aumento de diámetro de partícula, de 0.001 μm a 30 μm .
- La proporción de incrustación es muy reducida (casi 0), para valores de diámetro de partícula mayores a 30 μm .

Con base en estas observaciones es posible establecer ciertas aclaraciones que permitirán integrar de una manera congruente el concepto del fenómeno de la incrustación, con los modelos planteados, tanto el modelo físico, como el modelo de transferencia.

Como se observa, para partículas menores de 0.001 μm (es decir que su tamaño está en el orden molecular), la proporción de incrustación y el coeficiente de difusión son análogos a los valores predichos por la ecuación de incrustación por transferencia de masa, pero con el aumento en el tamaño de partícula, el proceso de difusión pierde fuerza considerablemente; lo que establece que para partículas con una dimensión mayor, la principal forma de transporte hacia la pared, está determinada por otro proceso diferente a la difusión, la opción que se plantea en este trabajo, es la de que este proceso es la precipitación ó floculación de partículas.

La aceptación de este concepto, no quiere decir que se lleve a cabo en el canal de refrigeración como una norma genérica, ya que el proceso de depósito de partículas por este mecanismo, se ve influenciado por otros factores, tales como los hidrodinámicos, los cuales hay que tomar en cuenta.

Para aclarar lo anterior, se puede plantear lo siguiente, si se considera un sistema, en el cual se da el proceso de precipitación, cuya velocidad del fluido es cero, se tiene que la partícula se deposita debido a la fuerza de atracción que ejerce sobre ella, la frontera sólida del canal (ver fig. 14a), la cual es igual a la fuerza que opone el fluido a este movimiento, por lo tanto la magnitud ó la proporción del proceso estará determinada por dicha fuerza; pero a las condiciones hidrodinámicas del canal no sólo la velocidad, no es cero, sino que tiene un valor mucho mayor, esto da lugar a plantear la siguiente pregunta: ¿Cuál será el efecto que provocará esta situación ?

Si el fluido no está estático, éste ejerce sobre la partícula una fuerza de arrastre, en la dirección del flujo, la cual estará en función del valor que tome la velocidad, entre mayor velocidad mayor fuerza de arrastre; por lo tanto el proceso de precipitación estará determinado por la suma de dos fuerzas, la fuerza de atracción que ejerce la pared sobre la partícula y la fuerza que ejerce el fluido sobre la misma (ver fig. 14b y c). En consecuencia entre mayor sea la velocidad, menor será la probabilidad de precipitación y viceversa.

Para tener una imagen más clara, se aplicó el concepto anterior a partículas con un tamaño entre $1 \mu\text{m}$ y $5 \mu\text{m}$ en suspensión en un refrigerante orgánico (HB-40), a las condiciones de operación normal del reactor OCR-500, encontrando lo siguiente (ver tabla 10):

- La fuerza resultante obtenida de la suma de ambas fuerzas, es igual a la fuerza de arrastre que ejerce el fluido.
- Entre mayor es el tamaño de la partícula, mayor es la fuerza de arrastre.

- El ángulo de la resultante es casi 0, lo que determina que la partícula toma la dirección del flujo, es decir, se mueve paralelamente a la pared.

estos resultados establecen que la probabilidad de obtener una precipitación de partículas a las condiciones de operación en el canal de refrigeración, es nula. En consecuencia el fenómeno de la incrustación en el canal de refrigeración estará determinado sólo por el fenómeno de la difusión.

Por consiguiente, si se toma en cuenta esta conclusión y además se sabe que el tamaño de partícula promedio que se encontrará durante la operación del reactor, estará entre 1 μm y 5 μm (dato obtenido de la experiencia en el reactor WR-1), la proporción de incrustación promedio que se obtendrá durante la operación del reactor OCR-500, será de $1.2972908 \times 10^{-9} \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$ ($4.67024693 \text{ mg}/(\text{m}^2 \cdot \text{h})$) para el HB-40 y $1.6323953 \times 10^{-9} \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$ ($5.87662328 \text{ mg}/(\text{m}^2 \cdot \text{h})$) para el Santowax-R, valores que están dentro del límite del rango aceptable, (0 - $5 \text{ mg}/(\text{m}^2 \cdot \text{h})$) para reactores en operación continua.

Estos valores permiten establecer que durante la operación del reactor OCR-500, no habrá problemas con el fenómeno de la incrustación, aseveración que concuerda con lo reportado para el reactor WR-1, donde no hubo registro de altas proporciones de incrustación durante la operación del mismo.

El análisis anterior confirma de forma clara que el modelo físico (sobre coloides), es bastante aceptable, ya que sus planteamientos y su principal hipótesis, de que "el proceso que mayor contribuirá al fenómeno de la incrustación estará determinado por el tamaño de partícula", se cumplen satisfactoriamente.

A lo largo de la sección se ha considerado implícitamente que todas las partículas que son depositadas son incrustadas ó adheridas indefinidamente, pero en la

realidad esto no sucede, debido a que ciertos factores, tanto físicos como químicos, provocan la desincrustación de partículas ó evitan la adhesión de las mismas, (el modelo físico, plantea una cierta explicación para este fenómeno, pero no es concluyente). Por lo tanto para tener una descripción más real hay que considerar este proceso de efecto contrario a la incrustación, en el planteamiento matemático.

Un planteamiento, puede ser el propuesto por Taborek J. et. al. (refs. (101) y (102)) en el cual, la proporción de incrustación está determinada por:

$$J_T = J_D - J_R \quad \text{-----} \quad (3-68)$$

- donde: J_T , es la proporción de incrustación total ó neta ($\text{kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$)
 J_D , es la proporción de incrustación de depósito ($\text{kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$)
 J_R , es la proporción de remoción ó de desincrustación. ($\text{kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$)

la proporción de depósito está determinada, ya sea por la ecuación (3-55) ó (3-66); la proporción de desincrustación, es muy difícil de determinar, pero con base en el trabajo de Taborek, se propone que este proceso estará determinado por la relación entre la fuerza de arrastre que ejerce el fluido y la fuerza de adhesión de la partícula a la capa de depósito, expresándola de la siguiente manera:

$$J_R = m \left(\frac{F_D}{F_A} \right) \quad \text{-----} \quad (3-69)$$

- donde: F_D , es la fuerza de arrastre. ($\text{kg} \cdot \text{m}/\text{s}^2$)
 F_A , es la fuerza de adhesión. ($\text{kg} \cdot \text{m}/\text{s}^2$)

m , es una constante de proporcionalidad, la cual dependerá del sistema que se analice⁵². ($\text{kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$)

la fuerza de arrastre, es simplemente la fricción que ejerce el fluido sobre la partícula depositada, esta fuerza dependerá de la velocidad del fluido en la zona cercana a la pared, del factor de fricción, de la densidad del fluido y el área de proyección de la partícula; la fuerza de adhesión, es la fuerza de unión entre la capa de depósito y la partícula de depósito, la cual dependerá de la uniformidad de la capa de depósito, del área de contacto, del espesor de la capa, en general de las características propias de la capa y la partícula.

Un cálculo real y preciso de estos parámetros es muy difícil, debido al poco conocimiento que se tiene en sí del proceso real, pero estableciendo ciertas consideraciones es factible lograr una evaluación aproximada de los valores que posiblemente pueden adquirir estos parámetros a ciertas condiciones determinadas.

Si se considera que la fuerza de arrastre, sobre la partícula depositada, estará en relación directa al esfuerzo cortante sobre la pared, esta fuerza puede ser determinada mediante la siguiente expresión:

$$F_D = A_p \frac{\rho}{2} f(\bar{u}^2) \quad \text{-----} \quad (3-70)$$

donde: A_p , es el área de proyección de la partícula. (m^2)

f , es el factor de fricción, para flujo alrededor de una esfera.

\bar{u} , es la velocidad promedio del refrigerante, a una distancia de la pared igual al radio de la partícula. (Está determinada por la ec. (3-28)) (m/s)

⁵²Valor experimental.

Con respecto a la fuerza de adhesión, es más complicado poder establecer una expresión precisa y real, pero si se considera el modelo físico propuesto, donde la adhesión de partículas está determinada por el fenómeno de la adsorción, se puede suponer que las fuerzas de adhesión están relacionadas a las fuerzas que predominan en la adsorción, es decir las fuerzas intramoleculares ó de Van der Waals. Pero un método preciso que permita evaluar de forma satisfactoria a estas fuerzas, aun no existe, sólo queda la evaluación experimental ó la proposición de una expresión que aproxime su valor, que al menos permita tener una idea de la magnitud que pueda alcanzar dicha fuerza.

Ya que la evidencia experimental es muy pobre para el caso que se estudia, entonces es necesario establecer la expresión mencionada. Se propone evaluar esta fuerza de adhesión mediante la expresión establecida en la ley gravitacional de Newton:

$$F_A = \frac{k'' m_p (m_d)}{x^n} \text{-----} (3-71)$$

- donde: m_p , es la masa de la partícula depositada. (kg)
- m_d , es la masa de la partícula correspondiente de la capa de depósito. (kg)
- x , es la distancia entre los centros de gravedad de cada partícula. (m)
- k'' , es la constante de gravitación. (K
= $6.685 \times 10^{-11} \text{ m}^3 / (\text{kg} \cdot \text{s}^2)$)
- n , es el exponente de la distancia entre partículas.

Nota: Ya que el exponente de la distancia entre las partículas, determina el comportamiento

de las fuerzas entre partículas, se propone que el comportamiento de las fuerzas de adhesión, estará comprendido entre las fuerzas de Van der Waals $\left(F \propto \frac{1}{x^7}\right)$ y las

fuerzas gravitacionales $\left(F \propto \frac{1}{x^2}\right)$. Por lo tanto, el exponente tendrá un valor promedio entre estos valores, siendo éste igual a 5.

Aplicando las dos últimas ecuaciones a partículas depositadas (ver fig. 14d), tanto para el HB-40, como el Santowax-R, a las condiciones de cálculo que se han venido manejando a través de la sección, dieron resultados (ver tabla 11) que permiten realizar las siguientes observaciones:

- La fuerza de arrastre, aumenta con el tamaño de partícula.
- La fuerza de adhesión, aumenta también con el tamaño de partícula, pero en una proporción mucho menor.
- Las fuerzas de adhesión y arrastre, están casi en equilibrio para partículas con un tamaño de $1 \mu m$.
- La fuerza de adhesión es mucho mayor que la fuerza de arrastre, para partículas menores a $1 \mu m$.

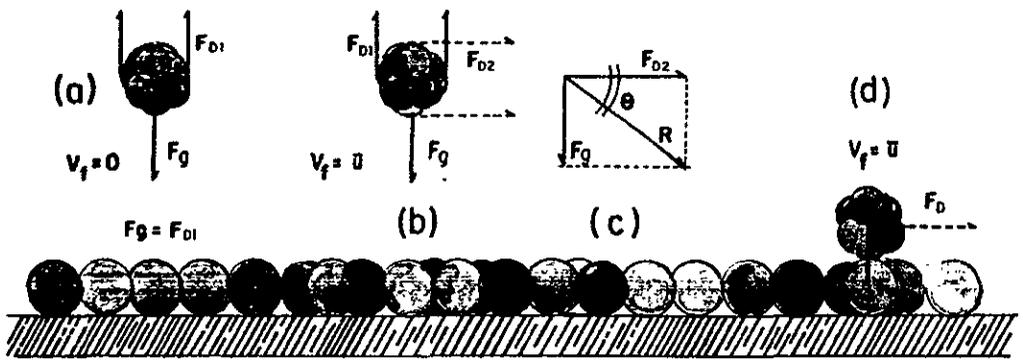


FIG.14._ ESQUEMATIZACIÓN DEL SISTEMA DE FUERZAS, QUE SE ESTABLECE EN LA REGIÓN ADYACENTE A LA PARED.

d_p μm	F_{D1} NEWTONS	F_{D2} NEWTONS	R NEWTONS	θ GRADOS
1.0	1.100545×10^{-14}	1.120035×10^{-7}	1.120035×10^{-7}	5.629876×10^{-6}
5.0	1.375681×10^{-12}	1.06608×10^{-6}	1.06608×10^{-6}	7.393508×10^{-5}
10.0	1.100545×10^{-11}	1.21661×10^{-6}	1.21661×10^{-6}	5.182974×10^{-4}
30.0	2.971471×10^{-10}	1.307160×10^{-5}	1.307160×10^{-5}	1.30246×10^{-3}

TABLA 10._ BALANCE ENTRE LAS FUERZAS DE ARRASTRE.

d_p μm	HB-40	SANTOWAX-R	
	F_D NEWTONS	F_D NEWTONS	F_A NEWTONS
0.05	0.0021204×10^{-9}	$0.00207838 \times 10^{-9}$	$0.05661268 \times 10^{-9}$
0.08	0.0054267×10^{-9}	$0.00531898 \times 10^{-9}$	$0.09058029 \times 10^{-9}$
0.1	0.0084777×10^{-9}	0.0083091×10^{-9}	$0.11322537 \times 10^{-9}$
0.5	0.21119×10^{-9}	0.2068601×10^{-9}	$0.56612685 \times 10^{-9}$
1.0	0.8410188×10^{-9}	0.823108×10^{-9}	1.1322537×10^{-9}
2.0	3.33425×10^{-9}	3.257960×10^{-9}	2.2645074×10^{-9}
5.0	34.64296×10^{-9}	38.35846×10^{-9}	5.6612685×10^{-9}
10.0	226.4407×10^{-9}	247.79×10^{-9}	11.322537×10^{-9}

TABLA.II._ BALANCE ENTRE LA FUERZA DE ARRASTRE

- La fuerza de arrastre, es muy superior a la fuerza de adhesión para partículas con un tamaño mayor a $1 \mu m$.

Con base en los puntos anteriores y las ecuaciones (3-70) y (3-69) se puede establecer que la proporción de incrustación neta, para el reactor OCR-500, será mayor si el sistema de refrigeración contiene un gran porcentaje de partículas con un tamaño menor a $1 \mu m$. ó se verá reducida si el sistema tiene partículas con un tamaño mayor a $1 \mu m$. Entonces si se considera que el sistema de refrigeración tendrá un tamaño promedio de partícula aproximado de $2 \mu m$., el análisis anterior, permite reafirmar lo encontrado por la ecuación (3-66), que durante la operación del reactor OCR-500, no habrá problemas con el fenómeno de la incrustación, si se mantienen las restricciones estipuladas para los factores que pueden ser origen del problema.

f) Consideraciones en el reactor nuclear.- Las expresiones desarrolladas en los apartados anteriores para la determinación de la proporción de incrustación, están basadas en condiciones convencionales y en una geometría regular (canal tubular uniformemente calentado); por lo que desde un punto de vista estricto, estas expresiones deben tomarse con reserva para su aplicación en el corazón de un reactor nuclear. Debido a que en esta zona, se establecen condiciones especiales muy propias del proceso, tanto por la geometría del canal de refrigeración (canal tubular con haz de tubos), como del proceso en sí (reacción nuclear), las cuales no fueron tomadas en cuenta, en dichas expresiones.

Aunque la objeción anterior, en cierta manera es verdadera, no hay que tomarla tan drásticamente; si bien es cierto que las expresiones obtenidas no expresan en forma explícita, ó no toman en forma directa los parámetros que caracterizan, tanto el proceso primordial (efectos debidos a las elevadas temperaturas y a la radiación nuclear), como

las variaciones de los fenómenos de transporte en geometrías complejas (específicamente en subcanales), estas expresiones pueden describir de manera aceptable, el proceso de la incrustación sin menoscabar la veracidad y la exactitud del mismo, si se establecen las condiciones (sin abstraerse de la realidad) a las cuales el error de estas expresiones se ve reducido de manera considerable.

Para poder realizar lo anterior, es necesario analizar brevemente los parámetros que de cierta manera pueden afectar la aplicabilidad de las expresiones obtenidas; esto permitirá determinar, cómo pueden estos parámetros ser incluidos en las expresiones ó cómo pueden ser tomados en cuenta en el modelo integral.

La principal característica de los refrigerantes orgánicos, debido a los efectos de la radiación y la temperatura en el corazón del reactor nuclear, es la descomposición del mismo (ver secc. 3.3), la cual se cree favorece la incrustación. Ya que produce compuestos de alto peso molecular, los cuales son factibles de depositarse sobre la superficie.

Si se considera que estos compuestos de alto peso molecular pueden ser caracterizados, como aglomerados de partículas, los cuales son formados por la inestabilidad del sistema coloidal, debida a los efectos de la alta temperatura y la radiación nuclear, entonces el modelo físico permite relacionar los efectos ocasionados por el fenómeno nuclear con el fenómeno de la incrustación. Es decir, para determinadas condiciones de operación del reactor nuclear se tendrá un tamaño de partícula (aglomerado) promedio, característico de tales condiciones, dentro del sistema de refrigeración; el cual, como se analizó en el apartado (e) de esta sección, determinará la proporción de incrustación.

Por otro lado, el fenómeno de la descomposición estará en relación con el tiempo en que el refrigerante orgánico permanezca expuesto a los factores nocivos antes mencionados; es decir, entre mayor sea el tiempo de exposición a las elevadas temperaturas ó a la radiación ó a ambas, mayor será la descomposición (ó inestabilidad del sistema).

En el reactor nuclear, en condiciones normales de operación, la máxima temperatura se localiza en la pared (ó cubierta) del elemento del combustible; entonces si se considera que el tiempo de contacto (de residencia) del fluido (refrigerante orgánico) con la pared, es muy reducido (ver tabla 8), se tendrá que la aglomeración de las partículas será moderada, lo que establecerá un tamaño de partícula regular ó mediano; esta explicación concuerda con la evidencia experimental reportada para el reactor WR-1. Por lo tanto, de lo anterior se puede establecer que el efecto del fenómeno de la descomposición sobre las expresiones encontradas, será de relevancia, sólo en casos extremos (estancamiento ó baja velocidad); en condiciones normales de operación, su efecto está considerado implícitamente con el tamaño de la partícula. En consecuencia, la expresión (3-66) es perfectamente válida con respecto al fenómeno de la descomposición.

Con respecto a la geometría, a simple vista podría parecer, que no sería factible aplicar dichas expresiones a una geometría tan compleja (canal subdividido por un haz de tubos, ver fig. 5), ya que en este tipo de geometrías, la velocidad del refrigerante, la temperatura del refrigerante y la temperatura de la cubierta del elemento de combustible, pueden sufrir variaciones importantes, en la periferia del elemento de combustible, además las condiciones tanto de flujo como de temperatura, pueden variar de subcanal a subcanal. Características que dan origen a zonas con mayor propensión a la incrustación que otras.

Por consiguiente, la aplicabilidad de las ecuaciones como descriptores globales del fenómeno de la incrustación, se verá notablemente reducida; pero si se considera al canal de refrigeración, no como un todo sino como la suma de pequeñas zonas (subcanales) con un comportamiento bien delineado dentro de la misma zona, las expresiones anteriormente expuestas se podrán aplicar de manera local, si a estas expresiones se les introducen los parámetros que caracterizan a cada subcanal.

Con base en esta idea, se desarrollaron las siguientes expresiones:

Incrustación por transferencia de masa.

$$J = 4.815145431 \times 10^{-2} M_B C_{AO} (f_s)^{0.5} \frac{D_{AO}}{De_s} Re_s Sc^{1/3} \quad \text{-----} \quad (3-72)$$

Incrustación por partículas.

$$J = 4.815145431 \times 10^{-2} \left(\frac{100-b}{b} \right) C_O (f_s)^{0.5} \frac{D_p}{De_s} Re_s Sc^{1/3} \quad \text{----} \quad (3-73)$$

$$J = 4.815145431 \times 10^{-2} C_O (f_s)^{0.5} \frac{D_p}{De_s} Re_s Sc^{1/3} \quad \text{-----} \quad (3-74)$$

donde: f_s , es el factor de fricción del subcanal⁵³
 Re_s , es el número de Reynolds para el subcanal
 De_s , es el diámetro equivalente del subcanal.

Para tener una idea de los valores de proporción de incrustación que se pueden obtener en los diferentes tipos de subcanales que conforman el canal de refrigeración, se

⁵³Ver apartado (b) de la sección 4.3.2.

aplicó la ecuación (3-74) a las condiciones de cálculo que se han venido manejando, dando como resultado los siguientes valores:

- Para el subcanal triangular:

$$J = 1.218481 \times 10^{-9} \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s}) \text{ (} 4.3865319 \text{ mg}/(\text{m}^2 \cdot \text{h}) \text{)}$$

- Para el subcanal rectangular:

$$J = 1.1088259 \times 10^{-9} \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s}) \text{ (} 3.9917734 \text{ mg}/(\text{m}^2 \cdot \text{h}) \text{)}$$

- Para el subcanal externo:

$$J = 1.0454712 \times 10^{-9} \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s}) \text{ (} 3.7686964 \text{ mg}/(\text{m}^2 \cdot \text{h}) \text{)}$$

Como se puede observar, los valores para cada uno de los subcanales, están dentro del rango aceptable de proporción de incrustación para reactores con una operación continua, por lo tanto se puede establecer que no habrá problemas de incrustación en el reactor OCR-500, en condiciones normales de operación; pero cabe resaltar que la proporción de incrustación en el subcanal triangular será mayor que en los demás subcanales, por lo que hay que tener sumo cuidado durante la operación con estas zonas, ya que son lugares propicios para desarrollar problemas mayores, lo cual da origen a pensar en la necesidad de establecer un análisis más riguroso de estas geometrías para poder tener un entendimiento más completo de los fenómenos que puedan ocurrir en ellas, y en consecuencia, se pueda tener un control aceptable de los mismos.

Ya que el principal problema de la incrustación, es el crecimiento de la capa de depósito, es necesario determinar el espesor de dicha capa ó al menos tener una idea del tamaño que pueda alcanzar.

Calculando el espesor para el subcanal triangular (que será el subcanal que tendrá mayor cantidad de depósitos) con base a las siguientes consideraciones:

- El material depositado estará distribuido uniformemente a lo largo de las paredes del subcanal.
- La densidad de los depósitos será aproximadamente 2000 kg/m^3 ⁵⁴
- El espesor corresponderá al material depositado durante un año de operación.

Se determinó un valor de $18.931342 \mu\text{m}$, el cual concuerda con la evidencia experimental (espesor entre 10 y $20 \mu\text{m}$) reportada por el AECL-4922 (ref. 95), para el reactor WR-1.

Para finalizar se puede concluir que las expresiones obtenidas a través de la sección, pueden ser aplicadas, al canal de refrigeración del reactor nuclear OCR-500, con un mínimo de error, si es que se conocen perfectamente las condiciones y los parámetros que caracterizan una zona local determinada.

3.4.5.- CONTROL DEL FENOMENO DE LA INCRUSTACION.

A lo largo de esta sección (3.4) se ha tratado de establecer un concepto en relación al fenómeno de la incrustación con respecto a los refrigerantes orgánicos, así como los parámetros que afectan el proceso, tanto los que caracterizan en sí al fenómeno, como los que se cree dan origen al mismo. De esta descripción, se ha podido inferir que un punto importante y necesario para tener una operación correcta y adecuada del reactor OCR-500, es el de eliminar ó reducir lo más que se pueda este fenómeno, ya que sus

⁵⁴Dato obtenido del reporte AECL-1913 (ref. 5)

efectos son bastante nocivos tanto para el flujo del refrigerante en el canal, como para la remoción del calor de los elementos de combustible.

En consecuencia, tomando en consideración lo anterior, surge la necesidad de establecer un planteamiento que permita poder llevar a cabo tal objetivo. Con base en la experiencia que se ha obtenido a lo largo de las investigaciones en relación a este tipo de refrigerantes, se ha podido establecer que no es posible eliminar el fenómeno de la incrustación en un 100%, pero sí es factible reducirlo a niveles muy aceptables si se mantienen perfectamente controlados los parámetros que afectan la incrustación. Por consiguiente se puede considerar como dicho planteamiento, el establecimiento de un sistema de control.

En la sección 3.4.3, se describieron con detalle los parámetros que afectan a la incrustación, tanto los físicos como los químicos; el control de los parámetros físicos está en función directa del diseño del reactor y de las condiciones de operación del sistema de enfriamiento, cuyo análisis está inmerso a través de todo este trabajo, por lo que no es necesario circunscribir su descripción a esta sección; en cambio los parámetros químicos, debido a que su control, se localiza de manera externa al reactor, sí se necesita una descripción del mismo aunque sea en una forma breve.

Aunque en el apartado (a) de la sección 3.4.3., se describen los elementos químicos, así como su composición límite, es conveniente resumir estos elementos, para tener un punto de referencia del cual poder partir. Los elementos químicos junto con sus concentraciones permitidas son los siguientes:

- El contenido de cloro se debe mantener por debajo de 0.05 p.p.m.
- El contenido de hierro se debe mantener por debajo de 0.3 p.p.m.

- El contenido de oxígeno (combinado) no debe ser superior a 10 p.p.m.
- El contenido de agua se debe mantener entre 150 y 200 p.p.m.
- El contenido de material particular, deber ser menor a 0.8 p.p.m.
- El contenido de los productos de descomposición, se debe mantener, en la proporción establecida en la tabla 4.

Para mantener un control de estas impurezas, es necesario someter al refrigerante orgánico a una serie de procesos de ingeniería química, tanto antes de ser alimentado al sistema de enfriamiento, como durante la operación del reactor.

El tratamiento inicial, es debido a que los refrigerantes orgánicos como materia prima (como se había mencionado) no tienen la pureza química que se necesita para evitar problemas de incrustación. Por lo tanto, es necesario pasar al refrigerante por un sistema de purificación antes de introducirlo al sistema primario de transferencia de calor. Este sistema consiste principalmente de tres procesos: desgasificación, adsorción y filtración. La desgasificación tiene el objetivo de remover el oxígeno disuelto y el agua innecesaria; la adsorción permite reducir el contenido de cloro y la filtración se utiliza para reducir la concentración de partículas ajenas al refrigerante, tanto inorgánicas (p. ej. arcillas ó minerales) como orgánicas (p. ej. natas ó lamas).

El tratamiento durante la operación es debido a los efectos que sufre el refrigerante durante la operación, los cuales han sido ampliamente analizados en las secciones correspondientes. Este sistema de purificación consiste de desgasificación, adsorción y/o destilación y filtración. La desgasificación permite controlar el contenido de agua y junto con ello permite eliminar el cloro disuelto en el agua removida, la adsorción permite remover impurezas inorgánicas (p. ej. hierro), impurezas orgánicas (p. ej. compuestos orgánicos de peso molecular alto) y partículas coloidales, la destilación tiene

como objetivo remover los compuestos orgánicos de peso molecular alto y la filtración es con el fin de mantener un tamaño de partícula promedio dentro del sistema.

Para comprender mejor estos sistemas se debe dar una descripción de los procesos que se utilizan en ellos; pero antes de pasar a ésta, es necesario aclarar ciertos puntos. En primer lugar, en esta parte se tratarán sólo la adsorción y la filtración, ya que los otros procesos mencionados (desgasificación y destilación), ya fueron analizados anteriormente (ver secc. 3.3.3), en segundo lugar, las condiciones de operación de los procesos utilizados para el tratamiento del refrigerante, han sido determinadas empíricamente, es decir que han sido establecidas más que por un conocimiento teórico del fenómeno de la incrustación, por la experiencia obtenida de los diferentes proyectos de investigación (principalmente en el reactor WR-1). Una vez aclarado lo anterior se tiene lo siguiente:

Adsorción.- Se ha encontrado que este proceso es un medio económico y eficaz para la limpieza del refrigerante, ya que da un adecuado control y una excelente reducción de la proporción de incrustación este proceso, el que elimina gran parte de las impurezas, tanto inorgánicas como orgánicas, que son fundamentales en el fenómeno de la incrustación. Este proceso es usado para remover los líquidos inmiscibles ó los sólidos solubles no deseados en el refrigerante, tanto en la etapa de arranque del reactor, como en la etapa de operación continua. En la primera etapa, es con el objeto de reducir el contenido de cloro, de una concentración de 1 a 2 p.p.m. (concentración que generalmente se encuentra en los refrigerantes orgánicos como materia prima) a una concentración menor de 0.05 p.p.m.; para lograr lo anterior, se utiliza como adsorbente, paladio sobre catalizador de alúmina a una temperatura de 200° C. En la segunda etapa (donde se centra el interés de este trabajo debido tanto al planteamiento establecido para

consiste de compuestos orgánicos de muy alto peso molecular (HHB). Esta característica tiene sus pros y sus contras, es decir, debido a ella se generan varios inconvenientes, tales como, la necesidad de revisar la operación y el ciclo de operación de la columna de manera continua para evitar la saturación del adsorbente, otro inconveniente es el uso de grandes cantidades de arcilla ó desde otro punto de vista el desecho de grandes cantidades, lo que aumenta considerablemente los costos; pero en contraparte esta característica presenta ventajas muy convenientes, ya que reduce considerablemente la proporción de incrustación, lo que permite mantener un control efectivo de la misma, además favorece a la estabilidad del refrigerante ya que elimina del sistema a los compuestos más pesados (HHB).

Para reactores ó circuitos pequeños, el inconveniente mayor, no fue de importancia, ya que la cantidad de arcilla era relativamente pequeña, por lo tanto los costos eran aceptables, pero para reactores a gran escala (p. ej. OCR-500) esto ya no sería así, el desecho de la arcilla a esta magnitud resultaría incosteable, por lo que en primera instancia se desechó este proceso. Pero el interés sobre este proceso debido a su gran efectividad sobre el fenómeno de la incrustación, dió pie a la realización de investigaciones sobre la reutilización de la arcilla, cuyos frutos no se hicieron esperar, ya que se logró regenerar la arcilla mediante la destilación por arrastre de vapor, proceso que dá como resultado una arcilla casi indistinguible a la arcilla fresca. Lo que vino a dar como resultado, tal como se mencionó al inicio de esta sección que el proceso de la adsorción es eficiente y económico.

Filtración.- Como se mencionó en secciones anteriores, las partículas sin disolver en el refrigerante orgánico, favorecen la formación de depósitos sobre las superficies de transferencia de calor, lo que provoca la necesidad de limitar ó de controlar la concentración de dichas partículas. Estas partículas pueden ser, ya sea de origen externo

Por último para finalizar es conveniente aclarar que aunque estos procesos parecen desconectados a los procesos de la parte de reprocesamiento del refrigerante, (ver secc. 3.3.3), debido a la estructura que presenta este trabajo, en la realidad no es así, ya que como se habrá podido observar, varios puntos son afines a ambos fenómenos, por lo tanto tienen procesos comunes ó interrelacionados. Es decir, el tratamiento del refrigerante no se lleva a cabo por separado para cada fenómeno, sino que se realiza por un sólo sistema, en el cual los diferentes procesos están conectados de la mejor manera para lograr la mayor eficiencia y el menor costo de operación. Como ya se mencionó, este sistema comprende el punto más relevante para la explicación de la tecnología de la ingeniería química, el cual es digno de estudiarse por separado.

4.- ASPECTOS TERMOHIDRAULICOS GENERALES EN EL REACTOR OCR-500.

Con base en la experiencia de los reactores nucleares en operación se ha podido establecer que el aprovechamiento de la energía, debida a la reacción nuclear, no depende de las características nucleares del reactor, sino de las características termohidráulicas del sistema de enfriamiento.

Es decir, el nivel máximo de potencia que se puede obtener de un reactor nuclear, no está determinado ó delimitado por la cantidad de energía liberada en la reacción de fisión (la cual es ilimitada), sino por la cantidad de calor generado (debido a la liberación de energía) que puede ser removido del corazón del reactor.

Este problema de transferencia de calor, plantea la necesidad de determinar las condiciones termohidráulicas necesarias y adecuadas en el sistema de enfriamiento, para poder llevar a cabo con eficiencia la remoción del calor. Pero la resolución de este problema, no es tan sencilla, ya que la determinación de las condiciones termohidráulicas, no depende sólo del calor generado, sino que hay otros factores, los cuales hay que tomar en cuenta.

Uno de los más importantes, es la resistencia de los materiales estructurales de los componentes que conforman el corazón del reactor nuclear (p. ej. los elementos de combustible⁵⁷); es decir, el reactor debe operar a un nivel tal que la temperatura dentro de estos componentes dentro del reactor (p. ej. la temperatura del material combustible⁵⁸, la temperatura de la cubierta del elemento) no excedan los límites de seguridad, ya que cualquier daño que sufran, puede dar como resultado problemas de graves consecuencias.

Otro punto que hay que considerar son las características nucleares, ya que desde un punto de vista ingenieril, tanto para el diseño como para el análisis de un sistema de enfriamiento, son sumamente importantes, debido a su relación directa con la generación de calor y a su interrelación⁵⁹ con las características termohidráulicas.

La última consideración podría parecer contradictoria en relación a lo inicialmente planteado (la generación de energía eléctrica no depende de las características nucleares), en realidad no es así, una cosa es la no dependencia del objetivo final del

⁵⁷Elemento de combustible, se refiere al material combustible, a la cubierta y otros miembros estructurales del elemento.

⁵⁸Material combustible, es el material que contiene núcleos fisibles, fisionables y fértiles, incluyendo químicos, mezclas ó aleaciones.

⁵⁹Las características nucleares y termohidráulicas, pueden estar en ciertos casos, en conflicto; p. ej. la transferencia de calor de los elementos de combustible al refrigerante puede ser mejorada con el aumento del área de transferencia y del volúmen de canal, pero estas características reducen las condiciones del reactor para llevar a cabo la reacción nuclear, ya que reduce el factor de multiplicación

reactor con estas características y otra la relación directa de estas características con el fenómeno que da origen a dicho objetivo.

De lo descrito anteriormente se podría suponer que el análisis de los problemas de transferencia de calor en un sistema de enfriamiento sería muy complicado de realizar, pero la verdad es que en la mayoría de los casos, este análisis puede ser llevado a cabo, adecuadamente y sin problemas, mediante la aplicación de principios de ingeniería, convencionales, de transferencia de calor y de hidrodinámica. Lo que da una mayor accesibilidad a la resolución del problema.

Para poder analizar un sistema de enfriamiento de un reactor nuclear de manera congruente, se deben establecer de forma clara los siguientes puntos:

- Fijar las fuentes de calor en el reactor, así como su distribución.
- Determinar la conducción del calor a través de los componentes sólidos del reactor
- Determinar el transporte del calor a lo largo de los canales de refrigeración, debido al flujo del fluido (*refrigerante*).
- Determinar el intercambio de calor entre el sistema primario y el sistema secundario de transferencia de calor.
- Establecer los esfuerzos térmicos en los componentes sólidos en el reactor.

Debido al planteamiento inicial de este trabajo, en las subsecuentes secciones de este capítulo, sólo se analizarán los tres primeros puntos. Para tener un conocimiento de los otros dos puntos, se puede consultar la bibliografía correspondiente, ya sea las referencias (29) y (31) ó cualquier texto de ingeniería nuclear.

4.1 - GENERACION DE CALOR EN EL REACTOR NUCLEAR

En el análisis de la transferencia de calor de un sistema determinado un punto muy importante y del cual se debe partir, es el de determinar el lugar ó los lugares en los cuales se libera ó se origina la energía que caracterizará al fenómeno que se va a estudiar.

En el caso de un reactor nuclear, este lugar se localiza en el corazón del reactor, donde la energía se manifiesta en forma de calor, el cual se debe de remover para su aprovechamiento por un sistema primario de transferencia de calor. Por lo tanto, tal como se mencionó en la sección introductoria, para poder plantear un análisis correcto del sistema de enfriamiento, se deben determinar las fuentes que generan el calor, así como la distribución de éstas, dentro del corazón.

Las fuentes de calor en el corazón del reactor son difíciles de determinar ó de especificar totalmente, ya que son varias y diferentes las formas en que se genera el calor dentro del corazón. Pero si se reconoce que la energía obtenida en el corazón del reactor, se debe a la fisión nuclear, estas fuentes podrían ser determinadas aproximadamente, si se considera la distribución que tendrá dicho fenómeno en el corazón del reactor.

Se sabe que la energía obtenida de la reacción de fisión, se distribuye en tres tipos; un tipo incluye aquellos procesos que producen calor en el instante mismo de la fisión, otro tipo abarca los procesos que se llevan a cabo después de la fisión (p. ej. el decaimiento radioactivo) los cuales depositan su energía después de haber viajado una distancia determinada, por último el tercer tipo incluye aquellos procesos que no son causados por la fisión propiamente dicha, sino por la absorción de los productos excedentes de la reacción (rayos gamma, neutrones, etc.) en los materiales estructurales que conforman al reactor (moderador, corazas, tuberías, etc).

Del párrafo anterior se puede deducir que la generación de calor depende del tipo exacto de partículas generadas en la fisión, así como de los materiales usados en el reactor, a la vez también de la configuración del reactor. Por lo tanto, no es fácil tener una información precisa de la distribución de las fuentes de calor; a falta de esta información se recomienda generalmente agrupar estas fuentes por zonas, con base en la construcción física del reactor, para tener fronteras más ó menos bien determinadas que permitan distinguir las fuentes de calor más fácilmente.

La zona más importante comprende a los ensambles de combustible, donde se genera la mayor parte del calor, el cual corresponde al 90% del calor total. El calor generado en esta zona, se debe a la energía cinética asociada directamente a la reacción nuclear (fisión) la cual está relacionada totalmente al material combustible contenido en los elementos de combustible, su distribución es proporcional al flux de neutrones.

La otra zona donde se genera calor, está localizada en lo que corresponde al moderador, el calor generado en esta zona se debe al efecto que tiene el moderador sobre las partículas nucleares (desaceleración de neutrones, detención de partículas beta, absorción de rayos gamma). Este calor constituye el 4% del calor total, por lo tanto es necesario tener un conocimiento más exacto de esta fuente, para poder establecer su posible efecto sobre los canales de refrigeración; en este caso (corazón del reactor OCR-500) no es necesario ya que el calor generado en esta zona es removido ó eliminado mediante un sistema de enfriamiento propio (ver fig. 7), el cual permite mantener un valor aceptable y constante de la temperatura del moderador dentro del corazón del reactor, si a esto se le agrega que el moderador no tiene un contacto directo con el canal de refrigeración, debido al espacio aislante entre el tubo calandria y el canal (ver figs. 4d y 5), se puede establecer que el calor generado en esta zona (moderador) no influirá en la transferencia de calor en el canal de refrigeración.

Por último, otra zona donde también se genera calor, no es una zona específica, sino que comprende varios lugares del reactor, ya que engloba a todos los materiales de los cuales están contruidos los elementos estructurales que conforman al reactor. El calor generado en estos materiales se debe a la absorción de los rayos gamma y comprende el 1% del calor total generado. La determinación de su distribución resulta muy difícil, debido a que el calor generado en esta zona no solo depende del tipo de absorción y la fuente de la radiación, sino que también depende del lugar donde se localiza el material y del tipo de material; por lo tanto, debido a que el cálculo de esta distribución consumiría demasiado tiempo, y esta fuente constituye sólo el 1% del calor total, se puede establecer que para un análisis del sistema de enfriamiento global, la determinación precisa de esta distribución no es necesaria, ya que su influencia es mínima.

Nota: El 5% restante de la energía generada se pierde, ya que ciertas partículas no reaccionan dentro del reactor, lo que da como resultado que sólo el 95% de la energía es recuperable. Este porcentaje parece muy satisfactorio, pero en realidad no es así, ya que hay que considerar que no toda esta energía puede ser aprovechada para la generación de potencia, debido a que resultaría poco práctico e incosteable recuperar todo el calor generado en el corazón del reactor por el sistema primario de transferencia de calor.

De los últimos párrafos se puede concluir, que la zona que más influirá en el análisis del sistema de enfriamiento, y la cual se deberá analizar con más detalle, es la que corresponde a la de los elementos de combustible.

4.1.1.- GENERACION DE CALOR EN EL ELEMENTO DE COMBUSTIBLE.

Anteriormente se mencionó que el mayor porcentaje de la energía se obtenía del elemento de combustible, por lo que es obvio tener que analizar este elemento.

Ya que el calor total generado en el elemento de combustible estará dado por la energía cinética debida a la reacción del material de fisión contenido en él, la expresión que permitirá calcular el calor generado, estará dado por las características y las propiedades del material combustible, así como por las dimensiones del elemento de combustible.

Con base en la información consultada (refs. (29) y (31)) la expresión para un elemento de combustible singular es la siguiente:

$$Q_e = \frac{2}{\pi} q_c'' A_s H_e \operatorname{sen} \left(\frac{\pi H}{2 H_e} \right) \quad \text{-----} \quad (4-1)$$

- donde: Q_e , es el calor total generado por un elemento de combustible. (W)
- A_s , es el área transversal del elemento de combustible. (sin cubierta) (m²)
- H , es la altura del corazón del reactor (igual a la longitud del elemento de combustible) (m)
- q_c'' , es la fuente de poder térmica volumétrica máxima del elemento de combustible, en la dirección axial (para una posición radial determinada en el reactor). (W/m³)
- H_e , es la altura extrapolada. ($H_e = H + 2\lambda_t$) (m)
- λ_t , es la longitud extrapolada (donde el flux de neutrones es igual a 0). (m)

Como se puede observar en la expresión anterior, la intervención de las dimensiones del elemento de combustible son evidentes, en cambio las características y las propiedades del material combustible no lo son (éstas están comprendidas en el término q_c), también se puede observar términos que no son comunes a ingeniería química, estos términos (q_c, He, λ) corresponden a conceptos que se manejan en Física de Reactores ó Teoría de Reactores, por lo tanto, surge la necesidad de dar una explicación de estos términos, así como de los que surgirán de los mismos.

Es importante aclarar, antes de pasar a esta descripción, que no se pretenderá describir en forma rigurosa los conceptos de física de reactores, ya que no es ése el objetivo de este trabajo, lo que se tratará de hacer es de dar una idea de los puntos ó aspectos nucleares que se cree son de mayor interés, para la mejor visión y comprensión no sólo de la expresión anterior, sino del fenómeno de la generación de calor en el reactor.

La fuente de poder térmica volumétrica (q'''), está definida como la energía generada en una reacción nuclear por unidad de tiempo y unidad de volumen. Este término permite cuantificar la energía que se obtiene en una determinada cantidad de material combustible; la expresión para su cálculo es la siguiente:

$$q''' = G_f N_f \bar{\sigma}_f \phi \quad \text{-----} \quad (4-2)$$

donde: G_f , es la energía por reacción de fisión. (J)

N_f , es la densidad del combustible fisionable⁶⁰. (núcleos/m³)

⁶⁰Combustible, se refiere a todos los isótopos de uranio, de plutonio y torio; combustible fisionable, se refiere a los isótopos ($U^{235}, Pu^{239}, U^{233}$) los cuales se fisionan con neutrones de cualquier energía.

$\bar{\sigma}_f$, es la sección transversal microscópica efectiva de fisión. (m^2)

φ , es el flux de neutrones. (neutrones/($s \cdot m^3$))

Energía por reacción de fisión (G_f), la energía liberada en el fenómeno de la fisión en un reactor nuclear, está conformada por tres grupos de procesos, dos que conforman la fisión como tal y otro que se debe a la absorción de los productos en exceso de la reacción. Un valor aproximado de la energía total obtenida por estos procesos es de 3.2042×10^{-11} J (200Mev)⁶¹; tomando en consideración la distribución propuesta para la generación de calor en el reactor (el calor generado por los ensambles de combustible corresponde al 90% del calor total generado), la cantidad de energía producida en el material combustible puede ser aproximada, obteniendo el 90% de la energía antes mencionada, es decir, el valor de la energía por reacción de fisión será el siguiente:

$$G_f = 0.90(3.2042 \times 10^{-11} \text{ J}) = 2.88378 \times 10^{-11} \text{ J}$$

La densidad del combustible fisionable (N_f), es un parámetro que permite cuantificar la cantidad de núcleos fisionables que se encuentran en un determinado volumen de material combustible. Este parámetro depende del combustible fisionable, del enriquecimiento⁶² del combustible y de la densidad másica del material combustible.

⁶¹Mev, es la unidad de energía de uso común en ingeniería nuclear, y se define como la cantidad de energía adquirida por una carga electrónica cuando es acelerada a través de un potencial diferencial 1×10^6 volts.

⁶²Enriquecimiento, es la proporción másica del combustible fisionable entre todo el material combustible.

La determinación de la densidad del combustible fisionable puede ser más ó menos sencilla para reactores homogéneos⁶³ ya que ésta toma un valor fijo y no depende de la posición en el reactor, debido a que el material combustible forma un sólo cuerpo en el corazón del reactor; en reactores heterogéneos⁶⁴ ya no es tan sencillo, debido a que el material combustible se encuentra contenido en una infinidad de cuerpos aislados (elementos de combustible) los cuales tienen características locales propias, lo que establece que la densidad del combustible fisionable dependerá de la posición en el reactor. Es decir, la densidad no tendrá el mismo valor en un elemento de combustible situado en el centro del corazón que en uno localizado en una posición radial extrema.

En la operación real de los reactores, generalmente se busca manejar el combustible por zonas, es decir el corazón es dividido en zonas (para reactores cilíndricos, estas zonas son concéntricas y generalmente son tres), en las cuales se trata de que el material combustible tenga las mismas características a través de ella; lo que permite tener un control de las propiedades del combustible y en consecuencia de la distribución de energía. Debido a ésto, la densidad del combustible fisionable puede considerarse constante a través de cada zona, lo cual a la vez permite obtener un valor promedio de este parámetro para el reactor en general.

La densidad del combustible fisionable puede calcularse por la siguiente expresión:

$$N_{ff} = \frac{Av}{M_{ff}} \epsilon f \rho_{fm}^i \quad \text{-----} \quad (4-3)$$

⁶³Reactor homogéneo, es aquél en el que el combustible y el moderador forman una mezcla homogénea.

⁶⁴Reactor heterogéneo, se denomina cuando el combustible y el moderador no forman una mezcla homogénea, es decir cuando el combustible está perfectamente separado de la masa del moderador.

donde: A_v , es el número de Avogrado.
 ($A_v = 6.0225 \times 10^{26}$ moléculas/kmol)

M_{ff} , es la masa molecular del combustible fisionable (kg/kmol)

ε , es el enriquecimiento del combustible.

ρ_{fm} , es la densidad del material combustible. (kg/m³)

i , es el número de átomos de combustible disponibles por molécula de combustible.

f , es la fracción másica del combustible en el material combustible.

$$f = \frac{\varepsilon M_{ff} + (1-\varepsilon) M_{nf}}{\varepsilon M_{ff} + (1-\varepsilon) M_{nf} + M_x} \text{ ----- (4-4)}$$

M_{nf} , es la masa molecular del combustible no fisionable. (kg/kmol)

M_x , es la masa molecular de elementos no combustibles que sólo balancean al material combustible (tal como el C en UC).
 (kg/kmol).

Sección transversal microscópica efectiva de fisión $(\bar{\sigma}_f)$, en términos generales es una medida de la probabilidad de que ocurra una reacción determinada a ciertas condiciones. De una manera más estricta, considerando un flux de neutrones de cierta energía sobre un material determinado, con cierta densidad nuclear, la sección transversal microscópica, para una cierta reacción, se define como, el grado ó el número promedio de neutrones monoenergéticos capturados ó colisionados en cierta área transversal del material con un

determinado número de núcleos. Por lo tanto, este parámetro depende del tipo de núcleo, del número de núcleos, del número de neutrones, de la energía de estos neutrones y del tipo de reacción.

La determinación de este parámetro en un reactor nuclear se puede dificultar, debido a que en el corazón del reactor se generan neutrones de diferentes energías, lo que da como resultado una amplia gama de valores para este parámetro. Por lo tanto, se necesita encontrar ó determinar una sección transversal microscópica efectiva ó promedio que permita caracterizar en forma global al reactor y la cual pueda ser sustituida sin problemas en la ecuación (4-2).

Para reactores térmicos⁶⁵, moderados con agua pesada (D_2O), como es el caso del reactor OCR-500, se recomienda utilizar la siguiente expresión:

$$\bar{\sigma}_f = 0.8862 \sigma_{f_0} f(T) \left(\frac{T_0}{TK} \right)^{0.5} \quad \text{----- (4-5)}$$

donde: σ_{f_0} , es la sección transversal de fisión. (para neutrones con una velocidad de 2,200 m/s ó una energía de $4.0533130 \times 10^{-21}$ J). (m^2)

$f(T)$, es un factor de corrección que está en función de la temperatura efectiva del neutrón para un determinado combustible. (Se puede obtener de la fig. 4.3 de la ref. 29)

TK , es la temperatura absoluta efectiva del neutrón. (K)

⁶⁵ Reactor térmico, es aquél que tiene suficiente moderador para termalizar los neutrones.

T_0 , es la temperatura efectiva del neutrón, para una energía de $4.0533130 \times 10^{-21}$ J ($T_0 = 293.15$ K)

Flux de neutrones (φ), de una manera sencilla, se puede decir que es una medida de la incidencia de los neutrones sobre un material determinado (siendo el de interés en este caso el combustible); desde un punto de vista más estricto, la definición anterior no permite cuantificar este parámetro, por lo tanto, se necesita una definición más tangible; con base en la física de reactores, el flux de neutrones se puede establecer como el producto de la densidad de neutrones (n/m^3) y la velocidad de dichos neutrones (m/s) en un flujo determinado de estas partículas, es decir, *el flux de neutrones es la cantidad de neutrones que atraviesa una unidad de área en una unidad de tiempo.*

Si la reacción de fisión, está en función de la cantidad de neutrones que inciden en los núcleos fisionables (reacción en cadena), entonces se puede establecer que la proporción de reacción de fisión estará en función del flux de neutrones.

Si se sabe que la generación de calor de cualquier punto del reactor depende de la proporción de reacción en ese punto, entonces con base en el párrafo anterior, se puede concluir que para poder analizar un reactor como fuente de poder, es necesario establecer una *descripción matemática del flux de neutrones en el reactor, es decir, se debe de buscar una expresión que permita describir el comportamiento y el recorrido real de los neutrones producidos por la fisión a través de todo el reactor.*

Una forma de realizar lo anterior, es mediante la experimentación, en la que hay que observar y registrar el comportamiento de los neutrones en el material

de interés, y así para cada material que se necesite, con los datos obtenidos se buscará encontrar una expresión adecuada. En la realidad esta forma no es tan sencilla, debido a la gran variedad en el surgimiento de los neutrones (hay lugares en los que no sólo dan origen a los neutrones, sino que al mismo tiempo los absorben complicando la medición) y la complejidad de las trayectorias de los neutrones (ya que no tienen una dirección fija, sino que se mueven aleatoriamente) a través de todo el medio, lo que hace casi imposible la medición confiable y certera, dando como resultado que este procedimiento sea poco práctico y poco económico.

Otra forma de determinar el flux de neutrones, es mediante el desarrollo teórico con base en los conocimientos que se tiene en esta área (física de reactores) específicamente, en difusión de neutrones, lo cual es más práctico y económico.

Con base en lo anterior se han podido establecer una serie de expresiones para la distribución del flux de neutrones en corazones de reactores con diferentes geometrías, principalmente para reactores homogéneos, en función de sus coordenadas espaciales. Para una geometría cilíndrica (reactor OCR-500) se tiene la siguiente expresión:

$$\varphi = \varphi_{CO} \cos\left(\frac{\pi z}{He}\right) J_0\left(\frac{2.405r'}{Re}\right) \text{ ----- (4-6)}$$

donde: φ_{CO} , es el flux de neutrones en el centro geométrico del reactor (neutrones / (s m²))

z, es la posición axial en el reactor. (m)

r', es la posición radial en el reactor. (m)

J_0 , es la función Bessel de primera clase de orden 0

R_e , es el radio extrapolado. (m)

Aunque no se ha mencionado explícitamente, se puede intuir que el reactor OCR-500 no es un reactor homogéneo, él es un reactor heterogéneo, por lo tanto, es necesario encontrar una expresión para el flux de neutrones en relación a este tipo de reactor, ya que la ecuación (4-6) no aplicaría; estrictamente hablando, lo último sería verdad, pero necesariamente no es así, debido a que se ha observado que para reactores de potencia como el OCR-500, la ecuación anterior puede aplicar perfectamente, ya que las variaciones que pudieran ocurrir al paso de los diferentes medios (moderador, combustible, etc.) (ver fig. 15b) se ven notablemente reducidas entre mayor sea el número de elementos de combustible, siendo éstas demasiado pequeñas en comparación con la magnitud absoluta del flux; así que el flux de neutrones real y en consecuencia el calor generado por el reactor, son factibles de determinar con un mínimo de error utilizando el flux teórico para un reactor homogéneo.

Nota: Otras desviaciones del modelo pueden surgir en la realidad, debido a la poca homogeneidad en la estructura del arreglo, debida a la variación en los valores de diseño (concentración de combustible, dimensiones del material combustible, etc.) y a otros factores causados por la manufactura de los materiales estructurales, pero en general, se pueden considerar como mínimas.

Para el análisis de un reactor, más si es heterogéneo, no necesariamente se requiere la distribución del flux de neutrones en función de ambas direcciones, algunas veces realmente es de más utilidad para el análisis en un punto determinado del reactor el tener una expresión en función de una sola dirección. Por lo tanto se requiere tener tales expresiones.

Con base en la ecuación (4-6), se tiene lo siguiente:

Distribución del flux de neutrones en la dirección axial.

$$\varphi = \varphi_c \cos\left(\frac{\pi z}{He}\right) \text{ ----- (4-7)}$$

donde: φ_c , es el flux de neutrones máximo en la posición axial ($z = 0$)

Distribución del flux de neutrones en la dirección radial

$$\varphi = \varphi_c J_0(2.405r'/Re) \text{ ----- (4-8)}$$

donde: φ_c , es el flux de neutrones en la dirección radial. ($r' = 0$)

las cuales serán de utilidad en las secciones subsiguientes.

Como se puede observar, los parámetros anteriormente descritos son los que determinan y caracterizan la reacción nuclear de fisión, en consecuencia estos parámetros son de suma importancia para la determinación de la generación de calor en el reactor. Por lo tanto si la descripción anterior no es lo suficientemente satisfactoria para aclarar cualquier duda que se tenga sobre el fenómeno de la generación de calor, se recomienda revisar los capítulos correspondientes de las referencias (29) y (31), ya que es importante tener una idea clara sobre este fenómeno.

Para terminar con esta breve revisión sobre ciertos conceptos de física de reactores, es conveniente aclarar de dónde surge el concepto de altura extrapolada y radio extrapolado y cómo es posible evaluarlos.

Dimensiones extrapoladas, para poder resolver la ecuación diferencial del flux de neutrones, se propuso que el flux de neutrones debería ser cero fuera de las fronteras físicas del corazón del reactor, ya que la pérdida de neutrones exige un valor positivo fuera del corazón; esta condición da origen al concepto de longitud extrapolada, λ_e , distancia a la cual efectivamente el flux de neutrones tiende a cero.

Para un corazón desnudo, esta longitud puede ser calculada mediante las siguientes expresiones:

Teoría de difusión: $\lambda_e = \frac{2}{3} \lambda_r$ ----- (4-9)

Teoría de transporte $\lambda_e = 0.71 \lambda_r$ ----- (4-10)

donde: λ_r , es el camino libre medio de transporte. (m)

Si la longitud extrapolada a las dimensiones del reactor da como resultado, las dimensiones extrapoladas del reactor, para un corazón cilíndrico se tiene lo siguiente:

altura extrapolada $H_e = H + \lambda_e$

radio extrapolado $R_e = R + \lambda_e$

El corazón de un reactor de potencia no está desnudo, por el contrario éste está rodeado de una sustancia que disminuye la fuga de los neutrones denominada reflector⁶⁶, la cual modifica el flux de neutrones (ver fig. 15c),

⁶⁶Reflector, es un medio con secciones transversales (σ) de baja absorción y de alta diseminación de neutrones, que sirve como regresador de neutrones, evitando (o disminuyendo) su fuga fuera del corazón

principalmente en las zonas externas del reactor. Por lo tanto se necesita determinar el efecto del reflector sobre el flux y en consecuencia sobre la longitud extrapolada.

El efecto del reflector sobre la distribución del flux de neutrones es cuantificado por el concepto de ahorro del reflector (Ψ), el cual está definido como la diferencia entre las dimensiones del corazón desnudo y las dimensiones de un corazón reflejado (con la misma estructura y el mismo material combustible) ver fig. 15d.

En un reactor reflejado, la longitud extrapolada es igual al ahorro del reflector extrapolado, es decir.

$$L_e = \Psi_e$$

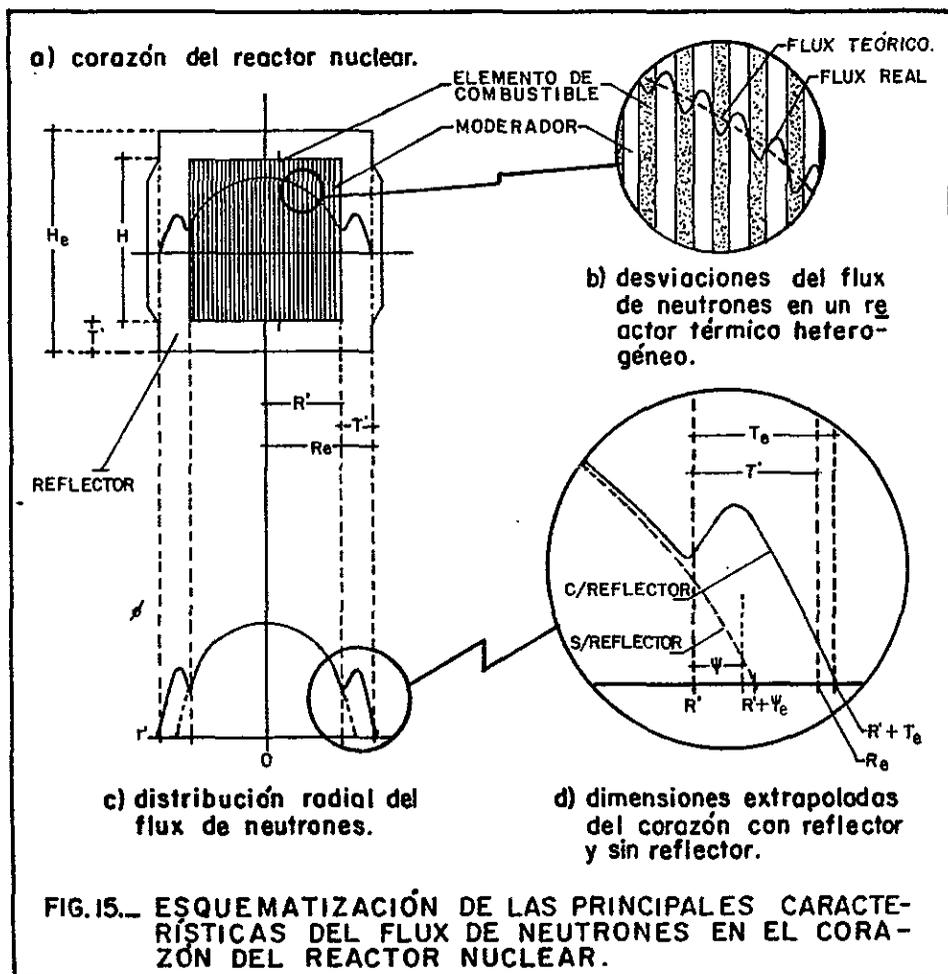


FIG.15.- ESQUEMATIZACIÓN DE LAS PRINCIPALES CARACTERÍSTICAS DEL FLUX DE NEUTRONES EN EL CORAZÓN DEL REACTOR NUCLEAR.

por lo tanto, para determinar las dimensiones extrapoladas, se requiere de una expresión que permita calcular Ψ_e ; de la referencia (29), para un reactor reflejado con un corazón grande, donde el moderador y reflector son de la misma substancia (reactor OCR-500) se reporta la siguiente expresión:

$$\Psi_e = L \tanh\left(\frac{Te}{L}\right) \text{ ----- (4-11)}$$

donde: L , es la longitud de difusión térmica. (m)

Te , es el espesor extrapolado del reflector ($T_e = T_r + 0.71\lambda_r$). (m)

T_r , es el espesor del reflector. (m)

Aplicando este concepto al reactor OCR-500 se tienen las siguientes dimensiones extrapoladas:

$$\Psi_e = \lambda_e = 0.5607413116 \text{ m}$$

$$He = 7.121482623 \text{ m}$$

$$Re = 3.260741312 \text{ m}$$

Por último, para finalizar con esta sección es conveniente apuntar ciertas características importantes de la ecuación (4-1) ya con un concepto más claro de la generación de calor:

La ecuación, está determinada para un elemento de combustible analizado de manera individual en un punto determinado del reactor.

La ecuación (4-1), es independiente de la posición radial (en función del flux de neutrones) debido a que el área del elemento de combustible es demasiado pequeño en comparación con el área del corazón del reactor,

por lo que la distribución del flux de neutrones a través del elemento de combustible se puede considerar como un valor puntual.

La ecuación (4-1), está basada en la ecuación (4-7) por lo tanto su variación con la posición axial es sinusoidal.

El valor de q_c , está determinado por la posición radial que ocupe el elemento de combustible en el corazón del reactor.

4.1.2.- GENERACION DE CALOR EN EL CORAZÓN DEL REACTOR.

En la sección anterior se analizó la generación de calor en un elemento combustible, como un componente aislado; este tipo de análisis es de gran utilidad principalmente para tener una idea del fenómeno de la generación de calor, pero para un análisis más completo del sistema de enfriamiento, es necesario determinar el calor total generado por el reactor y por ende el calor que deberá ser removido por el sistema de enfriamiento.

Al determinar el calor generado en un elemento de combustible, se establecieron ciertas consideraciones que para el corazón del reactor en conjunto no siempre aplican; tal es el caso de la distribución del flux de neutrones, es decir el flux de neutrones puede variar sustancialmente tanto en la dirección axial como en la dirección radial; por lo tanto la expresión del flux de neutrones que se utilice para obtener la ecuación de la generación de calor en el corazón del reactor, debe contener la funcionalidad con respecto a la posición radial.

Para los reactores heterogéneos es muy difícil determinar la distribución del flux de neutrones, ya que las desviaciones que sufre el flux de neutrones debido a la *heterogeneidad* dificulta obtener una expresión integral; este inconveniente puede ser relegado; si el reactor heterogéneo cumple con las siguientes características:

- Que el número de elementos de combustible en el corazón, sea lo suficientemente grande, tal que permita que las variaciones posibles del flux de neutrones sean mínimas.
- Que el tipo de combustible y el enriquecimiento del mismo no varíen en el corazón ó que la variación que puedan tener éstos sea lo más pequeña posible; a la vez, estos parámetros deben de ser determinados de alguna forma, ya sea por una técnica numérica ó analíticamente.

estas características permitirán que el reactor heterogéneo pueda ser tratado como un reactor homogéneo.

Con base en lo anterior, la obtención de una expresión para la generación de calor en el corazón de un reactor heterogéneo puede ser establecida por medio de los procedimientos:

- Uno consiste en homogeneizar al reactor heterogéneo (lo cual es posible hacer con un mínimo de error).
- El otro procedimiento consiste en modificar la ecuación obtenida para un elemento de combustible singular en función del reactor como un grupo integral de estos elementos.

En el primer caso lo que se hace es modificar la fuente de poder térmica volumétrica, por medio de un factor de corrección, el cual es una proporción entre el volúmen ocupado por el material combustible en el corazón del reactor y el volúmen correspondiente del corazón del reactor.

$$\bar{q}_h = G_f N_{ff} \bar{\sigma}_f \varphi_{co} J_0 \left(\frac{2.4048r'}{Re} \right) fh \quad \text{-----} \quad (4-12)$$

donde: \bar{q}_h , es la fuente de poder térmica volumétrica homogeneizada. (W/m³)

fh , es el factor homogeneizante $\left(fh = \frac{\text{vol. del combustible}}{\text{vol. del corazón del reactor}} \right)$

G_f , es la energía de fisión, debida a la fisión misma.
($G_f = 3.092053 \times 10^{-11}$ J)

esta expresión se sustituye en la ecuación diferencial resultante del análisis de la generación de calor en un elemento diferencial de volúmen, en un corazón cilíndrico:

$$dQ_c = G_f N_{ff} \bar{\sigma}_f \varphi_{co} 2\pi Hr' J_0 \left(\frac{2.4048r'}{Re} \right) fh dr' \quad \text{-----} \quad (4-13)$$

integrando la ecuación diferencial anterior se obtiene una expresión (homogeneizada) para la determinación del calor generado en el corazón de un reactor heterogéneo, la cual queda como sigue:

$$Q_c = 2.61276834 \bar{q}_{co} fh Re R' H J_1 \left(\frac{2.4048R'}{Re} \right) \quad \text{-----} \quad (4-14)$$

donde: \bar{q}_{co} , es la fuente de poder térmica volumétrica en el centro geométrico del reactor. (W/m³)

J_1 , es la función Bessel de primera clase de orden uno.

En la segunda opción, se busca modificar la ecuación (4-1), respecto al área seccional correspondiente a cada elemento de combustible en relación al área seccional total del corazón:

$$\dot{Q}_c = \left(\frac{2}{\pi} As He \operatorname{sen} \left(\frac{\pi H}{2He} \right) \bar{q}_c \right) / A' \quad \text{-----} \quad (4-15)$$

donde: A' , es el área seccional del corazón correspondiente a un elemento de combustible ($A' = \pi (R')^2 / n$) • (m²)

n , es el número de elementos de combustible contenidos en el corazón del reactor.

en esta expresión todos los términos son constantes a excepción de \bar{q}_c , el cual depende de la posición radial en el reactor, por lo tanto se necesita una expresión que permita cuantificar esta variación. Si se establece el análisis en el punto medio axial en el reactor ($z = 0$), lugar donde todos los elementos de combustible registran el valor máximo de la fuente de poder térmica volumétrica (\bar{q}_c), es factible encontrar, mediante las ecuaciones (4-2) y (4-6), una expresión que satisfaga la situación anterior (describir la variación de q''' con respecto a la posición radial), obteniendo lo siguiente:

$$(\bar{q}_c) = (q_{co}') J_0 \left(\frac{2.4048r'}{Re} \right) \quad \text{-----} \quad (4-16)$$

planteando la ecuación diferencial, para un elemento diferencial de volumen y utilizando la ecuación anterior, e integrando entre los límites correspondientes queda de la siguiente manera:

$$Q_c = 0.52945756 \frac{nRe}{R'} q_{co}' As He \operatorname{sen} \left(\frac{\pi H}{2He} \right) J_1 \left(\frac{2.4048R'}{Re} \right) \quad \text{----} \quad (4-17)$$

Esta expresión junto con la (4-14) cuantifican el calor generado en el reactor por el material combustible; el calor total generado por un reactor está compuesto no sólo por el calor obtenido del material combustible, sino también por el calor generado en el moderador y en los materiales estructurales, por lo tanto hay que corregir las ecuaciones anteriores con respecto a este punto. Con base en los porcentajes mencionados en la parte introductoria a esta sección es factible adecuar las expresiones correspondientes; por lo tanto el calor total generado en el corazón de un reactor heterogéneo está dado por las siguientes expresiones:

$$Q_c = 2.75792214 f h q_{co} \bar{m} Re R' H J_1 \left(\frac{2.4048R'}{Re} \right) \text{ ----- (4-18)}$$

$$Q_c = 0.55887187 q_{co} \frac{nRe}{R} As He \operatorname{sen} \left(\frac{\pi H}{2He} \right) J_1 \left(\frac{2.4048R'}{Re} \right) \text{ -- (4-19)}$$

4.1.3.- GENERACION DE CALOR EN CONDICIONES ESPECIALES.

Para la mejor comprensión de la transferencia de calor en el sistema de enfriamiento, el análisis que se realiza en este trabajo del reactor OCR-500, se establece en condiciones normales de operación, debido a que el comportamiento en estas condiciones permite integrar un concepto más claro del fenómeno de la transferencia de calor en el corazón del reactor (lo cual es el objetivo principal de este trabajo).

El estudio del reactor en condiciones extremas y particulares, debido a su complejidad, al interés propio de las mismas y a la extensión en su desarrollo, no es posible tratarlos en este trabajo, por lo que se deben de estudiar por separado en trabajos posteriores. A pesar de ésto, se considera que es necesario formarse una idea ó tener algún conocimiento de ciertos casos especiales que permitan contrastar y situar el análisis

principal. Dos de estos casos son la generación de calor después de apagado el reactor y la operación con cargas excesivas de calor, los cuales se cree que son los de mayor importancia en relación al análisis del sistema de enfriamiento, ya que el sistema debe de estar preparado para resolver estos casos.

a) Flux de calor crítico.- En el corazón de un reactor, la generación de calor en primera instancia determina las temperaturas en el elemento de combustible y en consecuencia la temperatura del refrigerante que lo circunda, es decir un aumento en la cantidad de calor generado por el elemento de combustible dará como resultado una elevación de la temperatura del refrigerante, por lo tanto si la cantidad de calor cedida al refrigerante aumenta excesivamente, la temperatura del refrigerante aumentará considerablemente; esta situación puede dar lugar a que el refrigerante comience a ebullicir (iniciación de la ebullición nucleada), dando origen a un flujo en dos fases (zona de ebullición nucleada), ver fig. 16, en esta zona hay un aumento continuo pero pequeño de la temperatura, hasta un punto donde obtiene una elevación (ó salto) considerable de la temperatura con un flux de calor constante (ver fig. 16a) al cual se le conoce como crisis de ebullición ó flux de calor crítico.

El flux de calor crítico (q_c ó CHF), es el flux de calor en el cual la ebullición con formación de burbujas (ó nucleada) se convierte en ebullición de transición (ver fig. 16a); la importancia de determinar su valor radica en que a partir de este punto los coeficientes de transferencia de calor son tan bajos que ocasionan un aumento considerable y continuo de la temperatura de la cubierta del elemento de combustible pudiendo llegar a valores superiores a los que pueda resistir el material estructural, ocasionando así daños a la cubierta, los cuales pueden ir desde pequeñas fracturas hasta la destrucción total del

elemento de combustible (a este fenómeno se le conoce como BURNOUT⁶⁷), situación que puede dar origen a la liberación de sólidos y gases radioactivos.

Al flux de calor crítico también se le conoce como flux de burnout, ya que generalmente coincide el fenómeno de burnout, en este punto, pero hay que tener cuidado de no confundir ó fundir en un solo concepto ambos términos, ya que el burnout puede ocurrir en cualquier punto del calentamiento y no precisamente hasta la crisis de ebullición, debido a que el fenómeno de burnout depende del material de la cubierta y de las condiciones de operación.

El reactor OCR-500 no está diseñado para trabajar en condiciones de ebullición ya que en condiciones normales de operación este fenómeno no ocurre, pero en condiciones de emergencia donde se puede perder el control de la generación de calor, las cargas de calor, que se pueden obtener en esta situación serán excesivamente altas, dando lugar a que la ebullición se presente. Por lo tanto un conocimiento del flux de calor crítico y por ende de la transferencia de calor con cambio de fase se hace necesario, para poder determinar las condiciones en que ocurrirá el fenómeno de burnout y en consecuencia poder reducir los riesgos de accidente durante la operación.

La crisis de ebullición en los canales de refrigeración de los reactores de potencia con un flujo de refrigerante, es un fenómeno muy complicado, debido a que no se tiene un *entendimiento claro y completo del mismo*, ya que este fenómeno depende de una gran variedad de parámetros, tales como la distribución del flux de calor, el flux másico, la entalpía de entrada, la entalpía en el punto de la crisis, la geometría del sistema, la presión del sistema, etc. así como de otros factores secundarios difíciles de controlar, tales como el tipo de calentamiento, las características de la superficie de contacto, el

⁶⁷*Burn-out, es la destrucción parcial ó total de un elemento ó dispositivo, debido al calor generado por una sobrecarga de energía.*

contenido de sustancias ajenas al refrigerante (aditivos, gases disueltos, etc.). Debido a esto la determinación del fenómeno de burnout (flux de calor crítico) será factible lograrlo sólo en casos muy particulares, es decir para casos de estudio determinísticos, con un determinado tipo de canal, con el fluido correspondiente y para las condiciones dadas del sistema de estudio. La obtención de expresiones genéricas es muy pobre y limitada, una expresión de este tipo más ó menos segura es la propuesta por Thompson y Mcbeth (ver sec. 4.2.3 de la ref. 24), pero por lo general las expresiones en relación a este fenómeno son específicas para cada caso en particular.

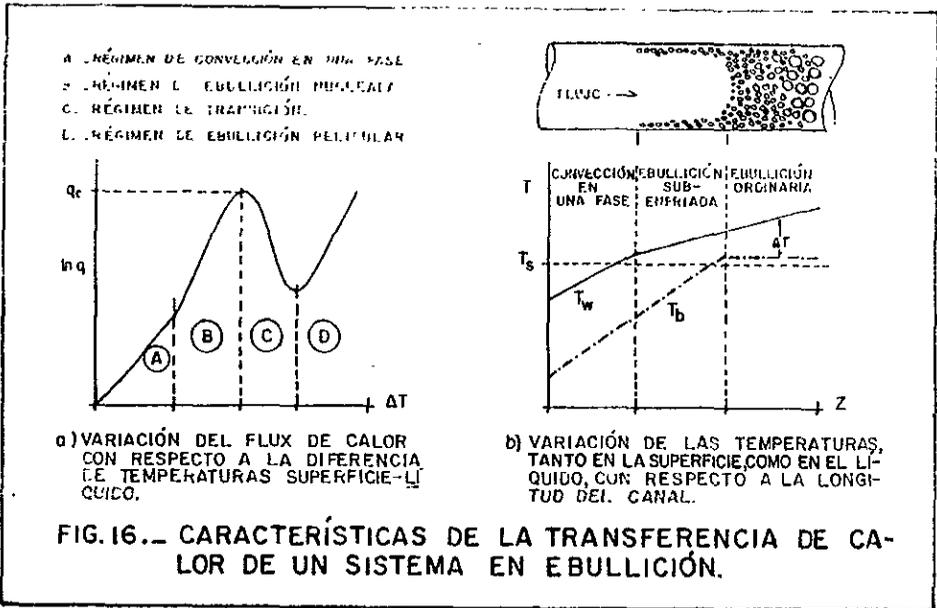
Para reactores enfriados por líquidos, el fenómeno de ebullición, si es que ocurre, se lleva a cabo de manera subenfriada, es decir, se refiere a la ebullición que ocurre cuando las temperatura de la pared (cubierta) del elemento de combustible es superior a la temperatura de saturación del refrigerante (a la presión de operación) mientras que la temperatura global del refrigerante permanece por debajo de la temperatura de saturación (ver fig. 16b); por lo tanto las expresiones para los refrigerantes orgánicos serán en estas condiciones.

De las referencias consultadas en relación a los refrigerantes en cuestión se encontraron las siguientes expresiones:

Para el Santowax-R, con velocidades entre 1.52 y 4.5 m/s, como temperaturas globales del refrigerante entre 313 y 410° C y una presión de operación alrededor de 690 kPa, Core y Sato (ref. 29) proponen la siguiente expresión:

$$CHF = 6.91887356 \Delta T_s u_b^{2/3} + 479.3772 \quad \text{-----} \quad (4-20)$$

donde: CHF, es el flux de calor crítico (kW/m²)



ΔT_s , es la diferencia de temperaturas del subenfriamiento, $(T_s - T_b)$. (°C)

T_s , es la temperatura de saturación del refrigerante a la presión de operación. (°C)

T_b , es la temperatura media global de refrigerante. (°C)

u_b , es la velocidad promedio del flujo (m/s)

Para el Santowax-R, con un contenido de 35% de HB, Robinson y Lurie (ref. 95) proponen la siguiente expresión:

$$CHF = 1113 + 0.027 \Delta T_s G^{0.8} \quad \text{-----} \quad (4-21)$$

donde: G, es el flux másico (kg/(s·m²))

Para el HB-40 (irradiado), con velocidades entre 5 y 12 m/s, con temperaturas globales del refrigerante entre 260 y 390° C y con presiones de operación entre 503 y 2414 kPa; Jeffries, et. al. (ref. 40) proponen la siguiente expresión:

$$CHF = 3000 + 7.5 \Delta T_i^{0.8} u_b^{1.2} \text{ ----- (4-22)}$$

Aunque estas expresiones son las mas importantes para el cálculo del flux de calor crítico para los refrigerantes orgánicos que se estudian, hay que tener en cuenta al utilizarlas, que estas fueron obtenidas en circuitos pequeños y no en reactores de potencia

El cálculo del flux de calor crítico como tal, es de suma importancia, principalmente para el diseño de un reactor, ya que permite determinar las dimensiones del sistema, las restricciones estructurales, etc., pero para situaciones prácticas como es el de vigilar ó reportar la iniciación de la ebullición durante la operación del reactor se necesita un parámetro más tangible de determinar, este parámetro es la temperatura de iniciación de ebullición nucleadas (T_{ONB}), la cual permite tener un punto de referencia para saber donde se iniciarán los problemas.

Un valor aproximado de este parámetro, puede ser obtenido mediante el concepto de temperatura de saturación, es decir mediante las ecuaciones de presión de vapor (ver apartado (d) de la secc. 3.2.2) , pero como se puede observar de la fig. 16b, la ebullición se iniciará, cuando la temperatura del refrigerante sea superior a la de saturación, por lo tanto se necesita saber cuanto debe de ser el sobrecalentamiento ó el valor de la temperatura.

Jeffries, et. al. (ref. 95), encontraron una correlación para la temperatura de iniciación de ebullición nucleada, para el refrigerante HB-40 a las condiciones de operación del reactor WR-1, cuya expresión es la siguiente:

$$T_{ONB} = 73 \ln P + 0.31 T_b - 605.4435586 \quad \text{-----} \quad (4-23)$$

donde: P , es la presión de operación del reactor. (Pa)

aplicando la ecuación anterior y la ecuación respectiva para la temperatura de saturación, al HB-40 a las condiciones de operación del reactor OCR-500, se obtuvieron los siguientes resultados:

$$T_s = 530.0486564^\circ \text{ C} \quad T_{ONB} = 567.3001384^\circ \text{ C}$$

como se puede observar hay una diferencia aproximada de 37° C entre ambas temperaturas, lo que permite confirmar la suposición propuesta en el reporte AECL-4922 (ref. 95), de que la temperatura de iniciación de ebullición, puede ser determinada adicionando 30° C a la temperatura de saturación; con base en lo anterior la temperatura (T_{ONB}) para el Santowax-R es la siguiente:

$$T_s = 733.9629441^\circ \text{ C} \quad T_{ONB} = 763.9629441^\circ \text{ C}$$

Para mayor información del fenómeno de la transferencia de calor con cambio de fase se recomienda la siguiente información; de manera general, las referencias (24), (29), (31), (43), (45), (46), (47) y (111) de manera específica, las referencias (40), (95) y (108)

b) Apagado del reactor.- Este caso es un situación muy interesante, ya que cuando se apaga un reactor nuclear, es decir cuando virtualmente se para el proceso de fisión, la generación de calor en el corazón del reactor no cesa inmediatamente como se pudiera pensar, sino que se produce cierta energía debido al

decaimiento de los productos de la fisión aún latentes en el sistema, principalmente rayos beta y gamma.

La cantidad de energía producida en este lapso, no es superior a la energía producida durante la operación del reactor, pero sino se controla puede ocasionar una elevación de las temperaturas en el elemento de combustible, lo cual puede causar graves daños estructurales. Tal vez lo anterior no suceda en reactores de ensayo (ó investigación) ya que este calor puede ser eliminado sin mayor problema por la convección natural, pero en los reactores de potencia, sino se controla el calor generado después del apagado, mediante la circulación de un refrigerante, inevitablemente las temperaturas del elemento de combustible alcanzarán y superarán los límites de seguridad, y en consecuencia se incrementará la propabilidad de que ocurra un accidente grave. Por lo tanto es necesario determinar la cantidad de calor que se generará después de apagado el reactor, para poder establecer los requerimientos del sistema de enfriamiento.

Estudios realizados en este campo han determinado que el calor generado después del apagado, depende del poder generado durante la operación normal (antes de ser apagado), del tiempo en que estuvo operando el reactor a ese nivel y del tiempo que haya transcurrido desde el apagado. Con base en esta información, en el libro Nuclear Heat Transport (ref. 29), se proponen las siguientes expresiones:

$$\frac{P_s}{P_o} = \left(0.1 (t_s + 10)^{-0.2} - 0.087 (t_s + 2 \times 10^7)^{-0.2} \right) - \left(0.1 (t_s + t_o + 10)^{-0.2} - 0.087 (t_s + t_o + 2 \times 10^7)^{-0.2} \right)$$

----- (4-24)

donde: P_s , es la potencia durante el apagado. (W)

P_o , es la potencia durante la operación. (W)

t_s , es el tiempo transcurrido después de apagado el reactor. (s)

t_o , es el tiempo de operación. (s)

Otra correlación más actualizada, considerando tiempos de apagado superiores a 200 segundos y tiempos de operación infinitos (considerando como tiempo infinito a valores superiores a un año, ya que es imposible operar infinitamente), es la siguiente:

$$\frac{P_s}{P_o} = 0.095 (t_s)^{-0.26} \quad \text{-----} \quad (4-25)$$

esta ecuación puede ser modificada, para condiciones de operación menores de un año, con el siguiente factor:

$$f(t) = \left(1 - \left(1 + \frac{t_o}{t_s} \right)^{-0.2} \right) \quad \text{-----} \quad (4-26)$$

lo cual hace que la ecuación (4-25) sea versátil y por ende útil.

Ya que el interés principal es el de encontrar el valor del calor generado durante el apagado del reactor, es conveniente *modificar la ecuación (4-25)*, tomando en consideración una variable, factible de manejar, que permita más fácilmente encontrar las condiciones de la generación de calor en el canal de refrigeración, esta variable es la fuente de poder térmica volumétrica; tomando en cuenta lo anterior, la variable dependerá de las ecuaciones (4-24) y (4-25) queda de la siguiente manera:

$$\frac{P_s}{P_o} = \frac{\dot{q}_s}{\dot{q}_o} \quad \text{-----} \quad (4-27)$$

donde: \dot{q}_s , es la fuente de poder térmica volumétrica después de apagado el reactor. (W/m^3)

q_0 , es la fuente de poder térmica volumétrica durante la operación del reactor (antes de ser apagado). (W/m^3)

Aplicando las ecuaciones anteriores al reactor OCR-500 con una fuente de poder térmica volumétrica de operación de $(q_0) 3.162504373 \times 10^8 W/m^3$, para los casos ó las condiciones después de una hora y media de apagado el reactor, se tiene lo siguiente: La potencia que se genera después de una hora de apagado el reactor es de $1.6583 \times 10^7 W$, lo que corresponde a una reducción del 98.8% con respecto a la potencia generada durante la operación del mismo; en el caso, después de un día de apagado el reactor, la potencia generada es de $7.2578533 \times 10^6 W$, lo que representa una reducción en un 99.5%. Como se puede observar hay una reducción considerable en la potencia del reactor en casi un 100%, pero esta situación a pesar de ser tranquilizadora, no indica que haya de descuidarse la remoción del calor generado por dichas potencias, ya que las cargas de calor que se obtiene aun con tales niveles de potencia, son de consideración y de peligro si no se atiende; se tiene que el calor generado en los dos casos anteriores correspondería a la energía liberada por la combustión completa de 2 a 25 toneladas de carbón, lo que es excesivo, por lo tanto en estas situaciones no se debe perder la objetividad del problema.

4.2 TRANSFERENCIA DE CALOR EN EL CORAZON DEL REACTOR NUCLEAR.

Como se planteó en la parte introductoria de este capítulo, para realizar una evaluación térmica adecuada, se deben de establecer las principales formas de transferencia de calor en el corazón del reactor nuclear, lo cual permitirá llevar acabo una revisión correcta de la estructura térmica en los principales componentes del corazón y en consecuencia se obtendrá la mejor manera de aprovechar el calor generado en el mismo.

Debido a que los componentes fundamentales en el corazón del reactor nuclear son: los elementos de combustible (donde se lleva a cabo la generación de calor) y los canales de refrigeración (por los cuales se elimina el calor generado) se puede establecer en principio que las dos principales formas de transferencia de calor son, la conducción (la cual se presentará en los componentes sólidos) y la convección forzada (la cual se dará en la frontera de los componentes sólidos, en contacto con el refrigerante circulante).

Estas dos formas de transferencia de calor, en los reactores nucleares, no son muy sencillas de analizar, debido a varios factores (p. ej. la heterogeneidad del reactor, la compleja geometría de los canales, etc.) pero en general, con fines prácticos, se pueden establecer de una manera convencional, por lo que estas dos formas de transferencia se tratarán de presentar desde este punto de vista de la mejor manera posible, en los párrafos subsecuentes, pero no hay que olvidar que se deben realizar análisis más detallados de estos fenómenos.

4.2.1 TRANSFERENCIA DE CALOR POR CONDUCCION.

El análisis del fenómeno de la combustión es sumamente importante, debido a que este tipo de transferencia de calor se lleva a cabo en los elementos de combustible; elementos en los cuales se produce el mayor porcentaje de la energía liberada por la fisión. En consecuencia, el análisis servirá para evaluar correctamente la distribución de la temperatura en estos elementos, con lo que se podrá determinar las temperaturas más probables en los componentes que conforman al elemento de combustible, teniendo con esto un marco de referencia de los puntos claves de sobrecalentamiento en los materiales estructurales; pudiendo evitar con esto el surgimiento de problemas durante la operación del reactor.

Al separar un elemento de combustible del resto del corazón del reactor, para su análisis, se tiene que el diámetro del elemento es sumamente pequeño con respecto al diámetro del reactor, además la relación de este diámetro con respecto a la longitud del mismo elemento, es también sumamente pequeña; estas características permiten establecer lo siguiente:

El flux de neutrones en el elemento de combustible (en consecuencia la fuente de poder térmica volúmetrica), no sufrirá fluctuaciones apreciables, en cualesquiera de las direcciones, ya sea radial ó axial.

El flux de neutrones en la dirección axial, estará determinado como en el corazón entero (ec. (4-7))

El flux de neutrones en la dirección radial, se considerará como un valor puntual, ya que la variación dentro del elemento en esta dirección es sumamente pequeña, pudiendo considerarlo como constante.

El flux de calor se considerará unidimensional, es decir el flux de calor se llevará a cabo substancialmente en la dirección radial y éste será igual en todas las direcciones.

Para simplificar y poder manejar mejor el problema se establecen las siguientes hipótesis:

- 1) Las conductividades térmicas tanto para el material combustible como para la cubierta, se considerarán constantes e independientes de la temperatura.

2) Las propiedades del refrigerante, tales como la viscosidad, la densidad, etc., serán manejadas como en el punto anterior (constantes e independientes de la temperatura).

3) El coeficiente de transferencia de calor entre el sólido y el refrigerante, se considerará constante.

Nota: El posible error que pudiera surgir de las anteriores suposiciones dependerá de qué tan grande será la diferencia de temperaturas y de la dependencia de las propiedades con respecto a la temperatura.

4) La generación de calor se dará solamente en el material combustible.

5) La resistencia dada entre las áreas de contacto entre el material combustible y la cubierta, se considerará despreciable. (Esta suposición no está alejada de la realidad, debido a que el buen diseño y la excelente manufactura que se tiene en la actualidad, de los elementos de combustible, dan como resultado un buen contacto entre los dos sólidos).

Realizando un balance de calor para cada una de las partes que componen el elemento de combustible, se obtienen las siguientes ecuaciones diferenciales:

para el material combustible:

$$\frac{d^2T}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{dT}{dr} + \frac{q''}{k_f} = 0 \quad \text{-----} \quad (4-28)$$

para la cubierta del elemento:

$$\frac{d^2T}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{dT}{dr} = 0 \quad \text{-----} \quad (4-29)$$

resolviendo las ecuaciones, tomando en cuenta las hipótesis descritas anteriormente y las condiciones a la frontera respectivas, se obtuvieron los siguientes perfiles de temperatura:

para el material combustible:

$$T(r) = T_m - \frac{q''' r^2}{4 k_f} \quad \text{-----} \quad (4-30)$$

donde: $T(r)$, es la temperatura en función de la posición radial. ($^{\circ}\text{C}$)

r , es la posición radial en el material combustible
($0 \leq r \leq R$). (m)

R , es el radio del material combustible. (m)

T_m , es la temperatura en el centro del elemento. ($^{\circ}\text{C}$)

q''' , es la fuente de poder térmica volúmica. (W/m^3)

k_f , es la conductividad térmica del material combustible.
($\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$)

para la cubierta del elemento:

$$T(r) = T_s - \frac{R^2 q'''}{2 k_c} \left[\ln \left(\frac{r}{R} \right) \right] \quad \text{-----} \quad (4-31)$$

donde: r , es la posición radial en la cubierta. ($R \leq r \leq R + c$). (m)

c , es el espesor de la cubierta. (m)

T_s , es la temperatura en la interfase entre el material combustible y la cubierta del elemento. ($^{\circ}\text{C}$)

k_c , es la conductividad térmica de la cubierta. ($\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$)

Una adición importante a estas ecuaciones, es la expresión que representa la distribución de la temperatura en la capa de depósito; aunque esta capa no es en sí una parte estructural del elemento, es necesario considerarla debido a su relación tan íntima con el proceso, ya que forma una capa más de resistencia a la transferencia de calor. Por lo tanto, planteando un balance de calor en esta capa y resolviendo la ecuación diferencial correspondiente se obtiene la siguiente expresión:

$$T(r) = T_c - \frac{q}{2k_d} R^2 \left[\ln \left(\frac{r}{R+c} \right) \right] \quad \text{-----} \quad (4-32)$$

donde: r , es la posición radial en la capa de depósito.

$$(R+c \leq r \leq R+c+e) \text{ . (m)}$$

e , es el espesor de la capa de depósito. (m)

T_c , es la temperatura en la interfase entre la cubierta del elemento y la capa de depósito. ($^{\circ}$ C)

k_d , es la conductividad térmica de la capa de depósito. ($W/(m \cdot K)$)

Para poder entender y tener una mejor visión de las ecuaciones anteriores, éstas se aplicaron a un elemento de combustible del reactor OCR-500, con un valor de la fuente de poder térmica volumétrica de $3.162504373 \times 10^8 \text{ W/m}^3$, y una temperatura máxima⁶⁸ en el centro del elemento de $1,150^{\circ}$ C; dando los siguientes resultados: La temperatura en la interfase entre el material combustible y la cubierta es de 828.0334394° C, la temperatura en la interfase cubierta-capade depósito, tiene un valor de 768.3188093° C y la temperatura en el punto extremo de la capa de depósito (T_i) es de 745.5491382° C (ver

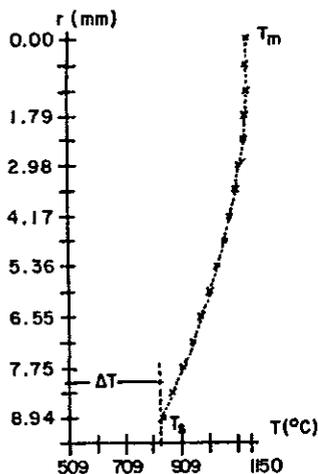
⁶⁸ Valor reportado en el AECL-6436 (ref. 96).

gráficas 3 y 4)⁶⁹; los resultados anteriores no concuerdan con la información obtenida del reporte AECL-6436 (ref. 96), principalmente la temperatura máxima que se espera en la cubierta del elemento, cuyo valor debe ser de 483° C.

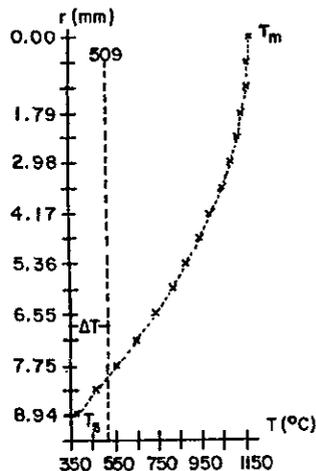
Por lo tanto, con base en estos resultados, se replanteó el problema revisando cada una de las proposiciones que sirvieron para el planteamiento del problema; de esta revisión se determinó que el punto que posiblemente no concordaba con la realidad, era la hipótesis número 1, lo correspondiente a la conductividad térmica del material combustible. Situación que dió inicio a una investigación más a fondo a cerca de esta propiedad del material combustible en cuestión (UC), la cual aportó información de suma importancia para el análisis y la resolución del problema, tal como se verá más adelante; en primera instancia esta investigación estableció que la conductividad térmica del UC sufre alteraciones por el efecto de la radiación y el exceso en la temperatura, teniendo una reducción gradual en su valor a partir de los 400° C hasta llegar a una reducción aproximada del 60% alrededor de los 1000° C; en segundo lugar, se obtuvo una serie de datos de la conductividad térmica en relación con la temperatura, los cuales permitieron analizar mejor el comportamiento de esta propiedad

Tomando en cuenta sólo la primera información, se consideró que la conducción térmica debía ser modificada, debido a los efectos de la radiación y la temperatura, pero su valor debería permanecer constante a través del material combustible; la resolución de las ecuaciones (4-30) y (4-31), con esta suposición, dió los siguientes resultados (ver gráfs. 5 y 6); la temperatura en la interfase material combustible-cubierta tiene un valor de 357.8412906° C, en la interfase cubierta-capa de depósito la temperatura es de 298.1266605° C. Estos valores tampoco concuerdan con los valores reportados, por lo

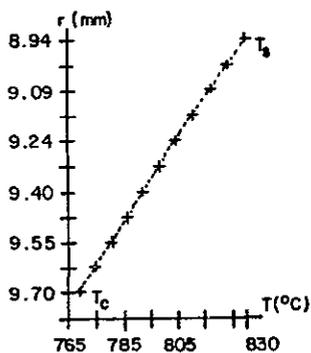
⁶⁹En las gráficas, la posición radial está colocada como ordenada, por razones de visualización, para una mejor comprensión con la fig. 17. Además, la posición radial está denotada en milímetros por la razón anterior, pero para evitar errores, en las ecuaciones se debe sustituir en metros.



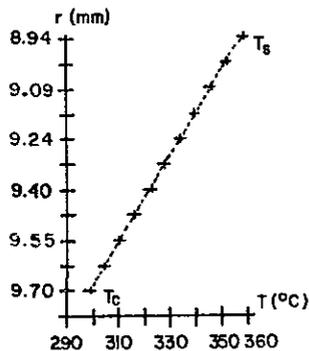
GRÁFICA 3.- DISTRIBUCIÓN DE LA TEMPERATURA EN EL MATERIAL COMBUSTIBLE, CONSIDERANDO CONSTANTE A LA CONDUCTIVIDAD TÉRMICA (k_f).



GRÁFICA 5.- DISTRIBUCIÓN DE LA TEMPERATURA EN EL MATERIAL COMBUSTIBLE, CONSIDERANDO A (k_f) CONSTANTE PERO MODIFICADA POR EL EXCESO DE LA TEMPERATURA.



GRÁFICA 4.- DISTRIBUCIÓN DE LA TEMPERATURA EN LA CUBIERTA DEL ELEMENTO, PARA EL CASO DE LA GRÁFICA 3.



GRÁFICA 6.- DISTRIBUCIÓN DE LA TEMPERATURA EN LA CUBIERTA DEL ELEMENTO, PARA EL CASO DE LA GRÁFICA 5.

tanto se necesita realizar un análisis más detallado del comportamiento de la conducción térmica.

Con base en la serie de datos con que se cuenta y la información respectiva acerca de la reducción que sufre esta propiedad a partir de los 400° C, se plantearon una serie de modelos que permitieran describir el comportamiento de la conducción térmica

del UC de la manera más realista; de ellos se seleccionó el que mejor describió la curva proyectada por tales datos, con el mínimo de error (menor al 10%). Siendo éste, el representado por la siguiente expresión:

$$k_f = 69.29361 - 8.87702 (\ln T) \quad \text{-----} \quad (4-33)$$

Volviendo a resolver la ecuación (4-28), pero introduciendo la ecuación (4-33), se obtuvo para la distribución de la temperatura la siguiente expresión:

$$T(78.17063 - 8.87702[\ln T]) = T_m \left(78.17063 - 8.87702[\ln T_m] \right) - \frac{q''' r^2}{4} \quad \text{-----} \quad (4-34)$$

donde: T_r es la temperatura en función de la posición radial. ($^{\circ}$ C)

como se puede observar, esta ecuación se tiene que resolver por medio de un método numérico; aplicando la ecuación (4-34) (utilizando el método de Newton-Raphson) y las ecuaciones correspondientes para la cubierta del elemento y la capa de depósito, al caso que se estudia, se obtuvieron los siguientes resultados (ver gráfs. 7,8 y 9); la temperatura en la interfase material de combustible-cubierta (T_c), tiene un valor de 509.4906518 $^{\circ}$ C; en la interfase cubierta-capla de depósito, la temperatura (T_c) es de 449.7760217 $^{\circ}$ C; para la parte externa de la capa de depósito (con un espesor de 18 μ m⁷⁰), la temperatura (T_c) tiene un valor de 426.3563963 $^{\circ}$ C; el valor máximo de la temperatura para la cubierta, que se obtiene considerando lo anterior tiene una diferencia del 5% con respecto al valor reportado, lo cual es muy aceptable, pero si se considera una temperatura promedio (T_c) a través del espesor de la cubierta. La concordancia sería casi perfecta, la temperatura sería de 479.6334 $^{\circ}$ C (\approx 480 $^{\circ}$ C, el error sería de 0.6%).

⁷⁰Es el espesor máximo promedio aproximado que se puede esperar a través de todos los subcanales, en un año de operación

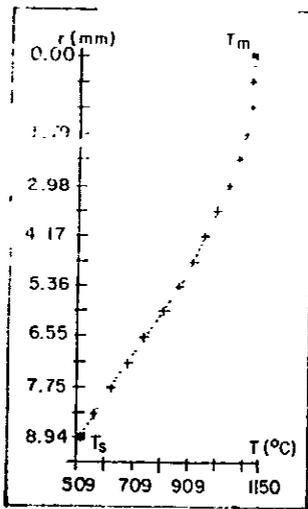
De los resultados obtenidos (ver gráfs. 3, 5 y 7), se puede notar la importancia de plantear adecuadamente un problema ya que la consideración ó la evaluación incorrecta de una propiedad ó parámetro, puede conducir a una resolución inadecuada del problema, ocasionando graves inconvenientes para el sistema que se analiza ó se diseña.

Así se tiene que en el caso de la gráfica 4, se puede llegar a tener un gasto excesivo debido a que se debe seleccionar un material estructural capaz de resistir, la temperatura tan alta que se obtiene, lo cual es innecesario, como se puede observar en la gráfica 9; ó como en el caso de la gráfica 6, en el que se obtiene una temperatura menor a la esperada en la realidad, cuya consideración puede ocasionar graves problemas durante la operación del reactor, ya que el material seleccionado puede no resistir en condiciones determinadas el exceso de la temperatura, provocando con esto una falla estructural en el elemento de combustible.

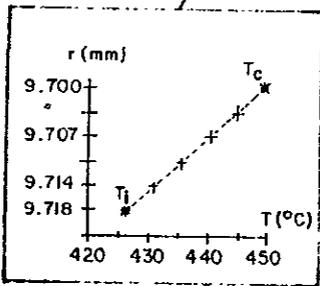
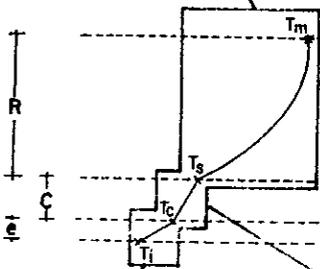
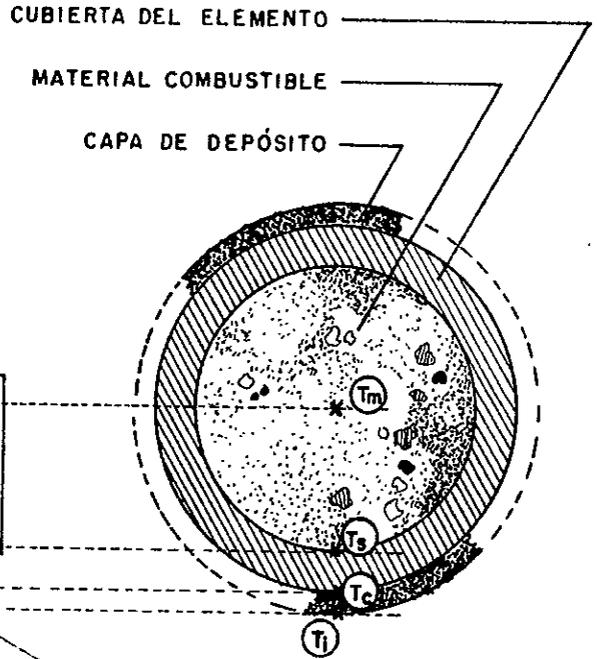
En relación a los resultados obtenidos, es conveniente destacar la diferencia de temperaturas que se obtuvo a través de la capa de depósito, aunque a simple vista esta diferencia pudiera parecer normal y sin mayor importancia (23° C, menor al 50% de la diferencia de temperaturas obtenida a través de la cubierta), en realidad no lo es, ya que se si considera que esta diferencia se obtuvo a través de un espesor (18 μm) físicamente casi imperceptible, hace pensar que un aumento considerable de este espesor puede ocasionar graves problemas difíciles de resolver y si a esto se le agrega que la conductividad térmica de la capa de depósito puede variar (aumentar ó disminuir)⁷¹ en relación a como se estructure la formación de los depósitos, se puede concluir, que no sólo la consideración, sino el conocimiento claro y preciso del fenómeno de la

⁷¹ Para los cálculos, se utilizó un valor promedio de la conductividad térmica, (1 W/(m·K)) valor obtenido del reporte AECL-1913 (ref. 5), pero se pueden obtener valores tanto menores (para capas de depósito porosas con un alto contenido de compuestos orgánicos) como mayores (para casos de depósito altamente estructuradas y un alto contenido de compuestos inorgánicos).

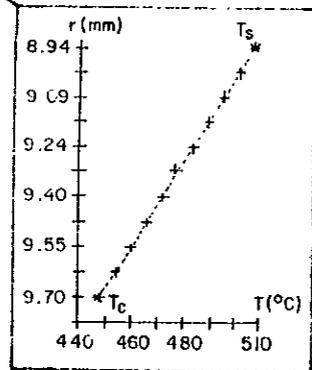
FIG. 17 ... CONDUCCIÓN TÉRMICA EN EL ELEMENTO DE COMBUSTIBLE



GRÁFICA 7 ... DISTRIBUCIÓN DE LA TEMPERATURA EN EL MATERIAL COMBUSTIBLE.



GRÁFICA 8 ... DISTRIBUCIÓN DE LA TEMPERATURA EN LA CAPA DE DEPÓSITO.



GRÁFICA 9 ... DISTRIBUCIÓN DE LA TEMPERATURA EN LA CUBIERTA DEL ELEMENTO.

NOTA: LA CONDUCTIVIDAD TÉRMICA, TANTO DE LA CUBIERTA (Zr-2.5% Nb) COMO DE LA CAPA DE DEPÓSITO, SE CONSIDERÓ CONSTANTE.

incrustación, son de suma importancia, tanto para determinar el crecimiento del espesor de la capa, como para determinar el comportamiento de la misma. Lo anterior permite resaltar y justificar el por qué de la inclusión de una sección completa (secc. 3.4) en relación al fenómeno de la incrustación.

Por último, en relación a esta parte del análisis, lo más común desde un punto de vista global ó general, lo que se requiere conocer con respecto a este tipo de transferencia de calor, es la cantidad de calor que puede ceder el elemento de combustible al refrigerante, considerando la resistencia térmica que ofrecen los diferentes componentes que conforman al elemento sólido; esta resistencia térmica está relacionada en forma directa con la diferencia de temperaturas que se obtienen a través de cada componente (resistencia térmica parcial) ó a través de todo el elemento (resistencia térmica total). La expresión más importante es la diferencia de temperaturas entre la temperatura en el centro del elemento de combustible y la temperatura del refrigerante, ya que son las temperaturas más factibles de determinar con un mínimo de error:

$$T_m - T_b = \frac{q'' R^2}{4 k_f} + \frac{q'' R^2}{2} \left[\frac{1}{k_c} \ln \left(\frac{R+c}{R} \right) + \frac{1}{h(R+c)} \right] \quad \text{-----} \quad (4-35)$$

donde: h , es el coeficiente de transferencia de calor del refrigerante.
($W/(m^2 \cdot K)$)

de la cual se puede encontrar la siguiente expresión:

$$Q = \frac{T_m - T_b}{\frac{R}{2k_f A_r} + \frac{c}{k_c A_m} + \frac{e}{k_d A_d} + \frac{1}{h A_{(R+c+e)}}} \quad \text{-----} \quad (4-36)$$

donde: Q , es el calor cedido por el elemento de combustible. (W)

A_R , es el área de transferencia de calor en el material combustible. ($A_R = 2\pi RH$) . (m²)

A_m , es el área de transferencia de calor en la cubierta (media logarítmica) $\left(A_m = 2\pi H / \left(\ln \left[\frac{R+c}{R} \right] \right) \right)$. (m²)

A_d , es el área de transferencia de calor en la capa de depósito.
 $\left(A_d = \frac{2\pi eH}{\ln \left[\frac{R+c+e}{R+c} \right]} \right)$. (m²)
 (media logarítmica)

$A_{R,c,c,e}$, es el área de transferencia de calor externa
 ($A = 2(R+c+e)\pi H$) . (m²)

la cual permite determinar el calor cedido por el elemento de combustible al refrigerante circulante.

Se debe tener cuidado al utilizar las ecuaciones anteriores en el reactor OCR-500, ya que la conductividad térmica del UC no es constante. Se trató de encontrar las expresiones correspondientes, utilizando la ecuación (4-34) pero no fue posible, ya que las expresiones encontradas quedaban en forma implícita, además de contener términos intermedios (temperaturas de la interfase) lo cual reduce el sentido práctico de las mismas. Las expresiones (4-35) y (4-36), pueden ser utilizadas con el fin de obtener una idea aproximada de los valores que se pueden esperar.

4.2.2.- TRANSFERENCIA DE CALOR POR CONVECCION FORZADA.

Como ya se mencionó anteriormente el reactor nuclear debe operar a un nivel de potencia, en el cual el sistema primario de transferencia de calor sea capaz de mantener la temperatura de la cubierta y del elemento de combustible dentro de los límites de

seguridad. Para lograr esto se deben establecer los parámetros térmicos e hidrodinámicos que caracterizan el fenómeno de la transferencia de calor, dentro de los canales de refrigeración, en consecuencia el análisis de la convección forzada cobra una importancia suprema, ya que éste permite establecer las condiciones necesarias para remover el calor generado por los elementos de combustible; el establecimiento de estas condiciones no sólo son de relevancia para analizar ó diseñar el corazón del reactor, sino para el sistema de transferencia de calor en conjunto.

a) Coeficientes de transferencia de calor.- La intensidad de intercambio de calor por el fenómeno de la convección, está determinada por el coeficiente de transferencia de calor, el cual se puede definir con la ayuda de la fórmula de Newton-Richman (también conocida como la ley de enfriamiento de Newton⁷²):

$$Q = h A (T_w - T_b) \text{ ----- (4-37)}$$

- donde:
- Q , es el flujo de calor. (W)
 - A , es el área de transferencia de calor. (m²)
 - h , es el coeficiente de transferencia de calor. (W/((m²)·K))
 - T_w , es la temperatura de la frontera sólida. (K)
 - T_b , es la temperatura media global del refrigerante. (K)

Aunque a simple vista parece sencilla la obtención del coeficiente de transferencia de calor, en la realidad no lo es, debido a que este parámetro depende de un gran número de factores que determinan el proceso de la transferencia de calor, tanto de factores que caracterizan al fluido refrigerante (viscosidad, densidad, calor específico, conductividad térmica, etc.), como de factores que caracterizan la operación del sistema

⁷²La cual no es propiamente una ley, sino una ecuación que sirve para definir el coeficiente de transferencia de calor.

en estudio, así como del sistema mismo (velocidad del fluido, presión del sistema, temperatura de la pared, la geometría del canal, etc.) y si a esto se agrega que la funcionalidad con respecto a estos parámetros, generalmente no es simple y directa, se tiene que la obtención de valores reales y exactos del coeficiente de transferencia de calor, sólo se obtendrán mediante una medición experimental rigurosa, para cada caso específico en estudio; debido a que el cálculo del coeficiente de transferencia de calor en estas condiciones, se vuelve un proceso poco práctico, limitado y extremadamente costoso; se deben buscar los métodos ó medios adecuados para obtener este parámetro de manera sencilla y a la vez que tenga un sentido funcional y general.

Una forma de resolver el problema anterior, es mediante la generalización de datos experimentales. Este procedimiento permite obtener valores aproximados del coeficiente de transferencia de calor para casos particulares, con un mínimo de error, a partir de datos experimentales de otros sistemas (siempre y cuando los sistemas en relación cumplan con los fundamentos de la teoría de la semejanza⁷³), mediante expresiones sencillas, fáciles de manejar y de entender; debido a esto, éste método ha sido el que más aceptación ha tenido y en consecuencia el que más se ha utilizado desde un punto de vista ingenieril.

Otra forma de atacar el problema, es desde un punto de vista teórico y formal. Este procedimiento no ha tenido el éxito deseado, ya que no ha sido posible obtener una descripción física y matemática exacta de la convección forzada turbulenta, debido a la naturaleza tan compleja del fenómeno. Debido a esto, este método no ha sido muy utilizado, ni aceptado de buen grado por los ingenieros químicos prácticos, ya que involucra un conocimiento más a fondo del problema, lo que da como resultado un consumo extra de dedicación y estudio y en consecuencia de tiempo, características que

⁷³ Mijeev M.A. (ref. 60) pp. 53-61

no son fácilmente disponibles por los ingenieros prácticos. Pero pese a ello, se han planteado una serie de proposiciones para resolver el problema con este enfoque, las cuales han aportado ciertos resultados esperanzadores, de los cuales se cree que resolviendo algunos inconvenientes propios de la teoría y de la concepción del fenómeno, se pueden obtener expresiones para el cálculo del coeficiente de transferencia de calor, de gran exactitud y de gran universalidad.

Las expresiones que resultan para el cálculo del coeficiente de transferencia de calor con respecto al primer punto, generalmente son obtenidas por medio de un análisis dimensional, donde el coeficiente de transferencia de calor está contenido en el grupo adimensional determinado, el número de Nusselt, el cual a su vez está en función del número de Reynolds y el número de Prandtl (grupos adimensionales determinantes para el caso de la convección forzada). Este tipo de expresiones tiene la siguiente estructura:

$$Nu = C Re^m Pr^n \text{ ----- (4-38)}$$

donde: Nu , es el número de Nusselt. (hD/k)

Re , es el número de Reynolds. ($\rho Dv / \mu$)

Pr , es el número de Prandtl. ($c_p \mu / k$)

C, m, n , son constantes para cada caso en particular (obtenidas a través de datos experimentales)

esta estructura ha dado excelentes resultados, para una gran variedad de fluidos y de sistemas; las expresiones más utilizadas son:

la correlación propuesta por Dittus-Boelter,

$$Nu = 0.0243(Re)^{0.8} (Pr)^{0.4} \text{ ----- (4-39)}$$

y la correlación modificada por McAdams,

$$Nu = 0.023(Re)^{0.8} (Pr)^{0.4} \text{ ----- (4-40)}$$

las cuales son válidas en los siguientes rangos, $2.3 \times 10^3 < Re < 1 \times 10^7$ y $0.5 < Pr < 120$.

Aunque las expresiones anteriores pueden ser aplicadas a los líquidos orgánicos, debido a su universalidad es conveniente revisar la información específica en relación a las sustancias orgánicas que se utilizan como refrigerantes, para tener un punto de análisis más concreto.

En la década de los 60's se realizó en Europa y en gran parte de Estados Unidos, un extenso trabajo experimental con el fin de determinar las características principales de la convección forzada turbulenta en sustancias orgánicas; donde se analizaron una variedad de sistemas a diferentes condiciones de experimentación, dependiendo de las necesidades y del tipo de reactor que se deseaba establecer, dando origen a una serie de expresiones para el cálculo del coeficiente de transferencia de calor. Pero debido a razones prácticas en ese momento se suspendieron las investigaciones, quedando en el olvido esta información.

En la década de los 70's, debido a la perspectiva planteada por el proyecto CANDU-OCR⁷⁴, se realizó una revisión muy completa de las expresiones obtenidas para el cálculo del coeficiente de transferencia de calor en la década anterior. (Algunos puntos relevantes se pueden consultar en la ref. 38), ver tabla 12, de la cual se pudo determinar

⁷⁴La única institución en el mundo que siguió con las investigaciones con respecto a los refrigerantes orgánicos en reactores nucleares fue el Whiteshell Nuclear Research Establishment (Canada)

223

293

TABLA 12.- LISTA DE CORRELACIONES EN EL MUNDO DE COEFICIENTES DE TRANSFERENCIA DE CALOR PARA REFRIGERANTES ORGÁNICOS.

No.	CORRELACION.	% Er.	REFRIGERANTE.	Re	Pr	FLUX de CALOR, (w/m ²)	VELOCIDAD (m/s)	GEOMETRÍA.	FUENTE
1	$Nu = 0.0085 Re^{0.9} Pr^{0.4}$	±10	Santowax OM + 30% HB HB-40	1.5×10^4 1.6×10^5	8.7 a 11.0	—	1.6 a 10.0	Anular y haz de tubos	Canadian - CGE
2	$Nu = 0.023 Re^{0.6} Pr^{0.4}$	±2	Santowax-R	2.0×10^4 1.0×10^5	6.0 a 8.5	—	3.3 a 8.5	Anular	British - UKAEA Harwell.
3	$Nu = 0.015 Re^{0.65} Pr^{0.4}$	±8.5	Santowax-R Santowax-R + 42% HB Santowax-R + 55% HB	1.0×10^4 1.0×10^5	6.0 18.0	10^5 1×10^6	1.5 a 7.6	Anular	British - UKAEA Winfrith
4	$Nu = 0.023 Re^{0.6} Pr^{0.4}$	±10	Refrigerante OMRE iguol	" "	" "	" "	" "	" "	" "
5	$Nu = 0.00835 Re^{0.9} Pr^{0.4}$	±6	Progil-OM2 Progil-OM2 + 11.5% HB Progil-OM2 + 23.0% HB Progil-OM2 + 29.0% HB	2.6×10^4 3.7×10^5	5.5 a 12.0	2.5×10^6 1×10^6	1.5 a 9.0	Tubular	Euratom - CEA
6	$Nu = 0.0098 Re^{0.68} Pr^{0.4}$	±6	Santowax - OMP Progil - OM2 Progil - OM2 + 11% HB Progil - OM2 + 24% HB	7.5×10^4 4.0×10^5	5.0 a 12.0	5×10^6 1×10^6	4.0 a 9.0	Tubular	Euratom
7	$Nu = 0.0094 Re^{0.65} Pr^{0.4}$	±10	Progil - OM2 Progil - OM2 + 13% HB Progil - OM2 + 23% HB Progil - OM2 + 33% HB	5.0×10^3 1.5×10^5	3.0 a 15.0	0 a 2.2×10^6	1.0 a 16.0	Anular	Danish - AEC
8	$Nu = 0.015 Re^{0.65} Pr^{0.3}$	±9	Difenil Santowax-R Santowax-OM	2.0×10^4 3.0×10^5	4.5 a 11.0	12×10^6 9.2×10^5	1.6 a 8.2	Tubular	American-Atomics International. ref.(93)
9	$Nu = 0.0243 Re^{0.9} Pr^{0.4}$	±10	Datos de Naval Research Labs.	" "	" "	" "	" "	" "	" "
10	$Nu = 0.015 Re^{0.65} Pr^{0.32} FC^{0.2}$	±4.5	Santowax-R	" "	" "	" "	" "	" "	" "

TABLA 12. — CONTINUACIÓN

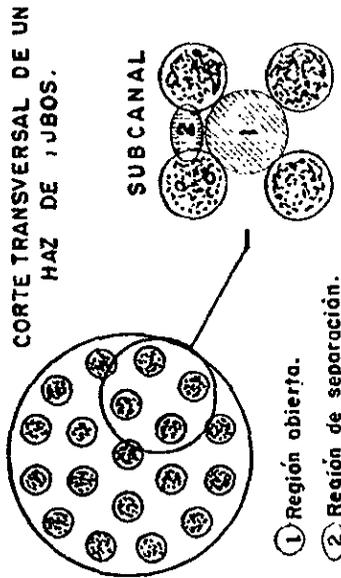
No.	CORRELACIÓN	% Err.	REFRIGERANTE	Re	Pr	FLUX. DE CALOR (w/m ²)	VELOCIDAD (m/s)	GEOMETRIA	FUENTE
11	$Nu = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4}$	± 10	Santowax - OMP Irradiado Santowax - WR Irradiado	1.0×10^4 a 5.0×10^5	6.0 a 32.0	3.0×10^3 6.0×10^5	—	Tubular	American - MIT
12	$Nu = 0.0175 Re^{0.84} Pr^{0.4}$	± 5.5	Monoisopropilidifenil MIPB + 40% HB Mezcla (47.5% o- ϕ s, 21.6% m- ϕ s, 30.9% ϕ s) + 30% HB n - Hexadecano Di(2 - etilhexil) Bifenil adipato	1.0×10^4 a 4.0×10^5	4.0 a 25.0	1.0×10^3 1.6×10^5	1.6 a 17.0	Tubular	American - Naval Research Labs.
13	$Nu = 0.0243 Re^{0.8} Pr^{0.4}$	+ 7.2 - 10.3	" " " " " " " " " " " "	" "	" "	" "	" "	" "	" "
14	$Nu = 0.0243 Re^{0.8} Pr^{0.4}$	± 10	Santowax - R Isopropil - difenil	6.0×10^4 a 2.5×10^5	6.0 a 14.0	3.1×10^6 3.1×10^5	2.6 a 7.5	Tubular	American - Atomics International
15	$Nu = 0.0145 Re^{0.84} Pr^{0.44}$	± 2.3	Bifenil	6.2×10^4 a 6.2×10^5	2.40 4.84	4.0×10^6 9.0×10^4	0.7 a 4.9	Tubular	American - Montsag Ib.
16	$Nu = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4}$	+ 20 - 5	H ₂ O Terminal FR-2	1.0×10^4 a 1.0×10^5	3.0 a 75.0	—	—	Tubular	American - Univer- sity of Minnesota.
17	$Nu = 0.021 Re^{0.8} Pr^{0.43} Fp^{0.25}$	—	Difolimetano Glicerina	1.0×10^4 a 1.0×10^5	—	—	—	—	Russian
18	$Nu = \frac{0.125 Re Pr f FC^n}{4.5 \sqrt{(Pr^n - 1)} + 1.07}$ <small>n = 0.11 pero comúnmente n = 0.25 para enfriamiento donde: $\sqrt{f} = 1.82 \log_{10} Re \rightarrow 1.64$</small>	+ 5 - 15	Monoisopropilidifenil Bifenil Santowax - R Santowax - OM Datos del Atomics Internatio- nal.	2.5×10^4 a 4.2×10^5	5.0 a 36.0	2.0×10^5 1.0×10^6	4.0 a 15.0	Tubular	Russian
19	$Nu = 0.0231 Re^{0.8} Pr^{0.42} FC^{0.18}$ para $1 < FC \leq 7$	± 5	H ₂ O Terminal FR-2	2.0×10^4 a 3.0×10^5	1.0 a 5.0	—	—	Tubular	Russian

TABLA 12.- CONTINUACIÓN.

No.	CORRELACIÓN	% Err.	REFRIGERANTE	Re	Pr	FLUX de CALOR, (w/m ²)	VELOCIDAD (m/s)	GEOMETRÍA	FUENTE
20	$Nu = 0.0246 Re^{0.8} Pr^{0.43} FC^{0.18}$	" "	" "	" "	5.0 a 10.0	—	—	" "	" "
21	$Nu = 0.029 Re^{0.8} Pr^{0.35} FC^{0.18}$	" "	" "	" "	10.0 a 30.0	—	—	" "	" "
22	$Nu = 0.0347 Re^{0.8} Pr^{0.30} FC^{0.18}$	" "	" "	" "	30.0 a 75.0	—	—	" "	" "
23	$Nu = 0.0224 Re^{0.83} Pr^{0.4}$	±10	HB-40	1.0×10^4 a 5.0×10^5	10.0 a 30.0	2.3×10^6 a 5.1×10^6	1.0 a 15.0	Tubular	Canadian-AECL ref.(39)
24	$Nu = 0.0142 Re^{0.865} Pr^{0.4}$	" "	" "	" "	" "	" "	" "	Anular	" " " "
25	$Nu = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4} FC^{0.18}$	—	HB-40	—	—	—	—	Tubular	Canadian-AECL ref.(95)

NOTAS:

- FC es un factor de corrección que utiliza la viscosidad, o la temperatura del fluido (μ_b) y a la temperatura de la pared (μ_w). $FC = (\mu_b / \mu_w)$
- FP es un factor de corrección que utiliza el No. de Prandtl, o la temperatura del fluido (Pr) y a la temperatura de la pared (Pr_w). $FP = (Pr / Pr_w)$
- La correlación No.1 para haz de tubos es válida solo para las regiones abiezas del subcanal. (ver fig.)
- La primera parte de la fuente corresponde al país y la segunda a la institución. (país - institución)
- Para la bibliografía no registrada de las fuentes consultar ref.(29).



que la ecuación de Dittus-Boelter (4-39), podía ser utilizada para los refrigerantes orgánicos en general, con un error aceptable del $\pm 10\%$ en los siguientes rangos del número de Reynolds y del número de Prandtl, $1 \times 10^4 < Re < 5 \times 10^5$ y $3 < Pr < 30$. El desarrollo del proyecto no se restringió a revisar la información existente, también se planteó el estudio de la convección forzada en condiciones de experimentación más reales, obteniendo resultados excelentes, los cuales serían fundamentales para el diseño del reactor OCR-500.

Con base en esta información⁷⁵, se seleccionaron algunas expresiones para el cálculo del coeficiente de transferencia de calor, las cuales se cree que serán de utilidad para el análisis que se realiza.

M. Silberbeg y D.A. Huber (ref. 93), fueron unos de los primeros en estudiar el fenómeno de la convección forzada en reactores nucleares, utilizando como líquidos de prueba, sustancias orgánicas; de cuyo trabajo se tiene, para el Santowax-R, la siguiente expresión:

$$Nu = 0.015(Re)^{0.86} (Pr)^{0.32} \text{ ----- (4-41)}$$

la cual es válida para números de Reynolds entre 1.9×10^4 y 2.3×10^6 , y para números de Prandtl entre 6 y 11.6, con un error del $\pm 5\%$.

A.G. Debbage, M.Driver y P.R. Walker (ver bibliografía de la ref. (38) ó (95), en la búsqueda de ser más realistas (refrigerante irradiado), estudiaron al refrigerante Santowax-R variando el contenido de los compuestos con peso molecular alto (HB), dando como resultado la siguiente expresión:

$$Nu = 0.015(Re)^{0.85} (Pr)^{0.4} \text{ ----- (4-42)}$$

⁷⁵En la década de los 80's, no se tiene conocimiento de algún trabajo en relación a estos refrigerantes.

la cual tiene un error del $\pm 8.5\%$, en los siguientes rangos:

$$1.4 \times 10^4 < Re < 1 \times 10^5 \quad \text{y} \quad 6 < Pr < 18$$

R.B. Jeffries, et. al. (ref. 39) pensando del mismo modo que los autores anteriores, buscaron determinar el comportamiento del refrigerante orgánico en condiciones de operación más reales, para lograrlo se avocaron a estudiar al refrigerante HB-40, obtenido de la corriente de enfriamiento, del corazón del reactor WR-1 en operación (mediante el circuito de estudio RD-4); este trabajo dió como resultado la siguiente expresión:

$$Nu = 0.0224(Re)^{0.83} (Pr)^{0.4} \text{ ----- (4-43)}$$

la cual es válida para números de Reynolds mayores de 1×10^4 y menores de 5×10^5 y para números de Prandtl mayores de 10 y menores de 30, con error del $\pm 8\%$. Es importante resaltar que estos investigadores son los únicos que han trabajado con un refrigerante orgánico en condiciones reales de irradiación.

Las ecuaciones anteriores como se puede observar, no toman en cuenta el cambio de las propiedades físicas debido a la variación de la temperatura a través de la capa límite. Como se sabe esta variación provoca modificaciones⁷⁶, en el espesor de la capa viscosa y en el número de Prandtl en la pared, las cuales influyeron directamente en la transferencia de calor, por lo tanto, el tomar en consideración esta variación es importante. El estimar esta variación de la temperatura en forma estricta, daría como resultado un proceso completo e interactivo, lo cual sería consumidor de tiempo y altamente costoso, en consecuencia se debe buscar la forma de considerar los efectos ocasionados por esta variación sin alterar demasiado la sencillez de las expresiones

⁷⁶Zukauskas A., "Heat Transfer in Turbulent flows of Various Fluids" (ref. 43) pp. 547-561

anteriormente expuestas. Varios investigadores han determinado con respecto a este punto, que el parámetro que más se ve influenciado por dicha variación, es el número de Prandtl y en él la propiedad que se ve más afectada, es la viscosidad; por lo tanto desde un punto de vista práctico, se ha considerado correcto usar como un factor de corrección, a la proporción entre el número de Prandtl a la temperatura de la pared y el mismo número evaluado a la temperatura media global del refrigerante. Por consiguiente la ecuación (4-38) queda de la siguiente forma:

$$Nu = C Re^m Pr^n (FC)^p \text{ ----- (4-44)}$$

- donde:
- FC , es el factor de corrección. (Ya sea Pr_b/Pr_w ó μ_b/μ_w)
 - Pr_b , es el número de Prandtl a la temperatura del refrigerante.
 - Pr_w , es el número de Prandtl a la temperatura de la pared.
 - μ_b , es la viscosidad a la temperatura del refrigerante. (Pa · s)
 - μ_w , es la viscosidad a la temperatura de la pared. (Pa · s)

Con este enfoque y para los refrigerantes en estudio, se recomiendan las siguientes expresiones:

M. Silberbeg y D.A. Huber. (ref. 93), determinaron para el Santowax-R, la siguiente expresión:

$$Nu = 0.015(Re)^{0.85} (Pr)^{0.32} \left(\frac{\mu_b}{\mu_w}\right)^{0.2} \text{ ----- (4-45)}$$

la cual es válida para los siguientes rangos, $1.9 \times 10^4 < Re < 2.3 \times 10^6$ y $6 < Pr < 11.6$, con un error aproximado del $\pm 5\%$.

Para el refrigerante HB-40, Jeffries y Arrison (ref. 95) encontraron que los datos observados en su experimentación se ajustaban a la siguiente expresión:

$$Nu = 0.023(Re)^{0.8} (Pr)^{0.4} \left(\mu_b / \mu_w \right)^{0.14} \text{ ----- (4-46)}$$

el rango de aplicabilidad de esta ecuación no se reporta, pero se cree que es válida para los rangos establecidos para la ecuación (4-43).

Aunque las expresiones mencionadas hasta el momento tienen un porcentaje de error aceptable, lo que permite obtener valores del coeficiente de transferencia de calor con cierta exactitud, hay que tener presente que estas expresiones, debido a que fueron obtenidas por medio de la correlación de datos experimentales, tienen ciertas características ó inconvenientes que se deben considerar para poder entender mejor los valores resultantes de ellas y en consecuencia poder analizar correctamente el mecanismo de la transferencia de calor. Estas características se enlistan a continuación:

- Las propiedades físicas del fluido frecuentemente no son medidas con exactitud, ya que su valor depende del método empleado para su valoración, así como de la precisión del aparato de medición utilizado.
- En el cálculo del coeficiente de transferencia de calor, los efectos terminales (de entrada y de salida) tanto térmico como hidrodinámicos, no son tomados en cuenta de una manera rigurosa.
- La inexactitud en la evaluación de la temperatura de la superficie puede producir graves errores en el cálculo del coeficiente de transferencia de calor.

- La determinación poco precisa de la rugosidad de la frontera sólida, puede ocasionar errores en la evaluación del coeficiente de transferencia de calor, ya que ésta influye considerablemente en la magnitud del mismo.
- La aplicabilidad ó validez de las expresiones se restringe a los límites en que fueron establecidas, debido a que son expresiones totalmente empíricas.
- La confiabilidad de las expresiones, está en función del procedimiento que se utilizó para correlacionar los datos experimentales, así como del porcentaje de error que resultó de dicho procedimiento.
- La estructura de estas expresiones, desde un punto de vista teórico y formal, es incorrecta.

En relación al enfoque teórico, se tiene que las expresiones que resultan para el cálculo de coeficiente de transferencia de calor, desde este punto de vista, son difíciles de comprender y de manejar, ya que tienen una estructura más compleja y variada que las expresiones empíricas. Esto se debe a que en las expresiones de cálculo se busca introducir de manera formal todos ó casi todos los elementos que intervienen en el fenómeno de la convección forzada, dando lugar a expresiones poco convencionales. En contraparte, estas expresiones presentan una mejor fundamentación, lo cual permite no sólo obtener valores determinados del coeficiente de transferencia de calor para condiciones específicas, sino que también permite el poder simular ó predecir el comportamiento de este parámetro ante la variación de otros parámetros relacionados con la convección.

Aunque lo anterior es correcto y representa una característica favorable, en la realidad se encuentra con el inconveniente de que no es posible considerar ó conocer a

ciencia cierta todos los elementos que intervienen en la convección forzada, debido a la complejidad del fenómeno; por lo tanto es necesario proponer *conceptos intuitivos* (p. ej. el concepto de la *difusividad del eddy*) que ayudan a establecer una congruencia entre el planteamiento teórico y las observaciones físicas, los cuales dan como resultado que las expresiones teóricas no sólo dependan de la validez de estas proposiciones, sino que varían con el número de proposiciones, dando lugar a una amplia serie de expresiones de cálculo.

En esta parte sólo se expondrán algunas expresiones de este tipo, las cuales se cree pueden ser de algún interés, ya que el objetivo de este enfoque no es el de desarrollar expresiones teóricas, sino el de tener un punto de referencia ó de comparación, que permita analizar mejor las expresiones de cálculo para el coeficiente de transferencia de calor.

De entre las analogías⁷⁷ más conocidas (Reynolds, Prandtl-Taylor, Von Karman, etc.)⁷⁸, se seleccionó la propuesta por Martinelli⁷⁹, debido a que esta analogía ha dado buenos resultados y es una de las mas utilizadas para líquidos con números de Prandtl mayores de 0.5; la expresión para el número de Nusselt es la siguiente:

$$Nu = \frac{E \sqrt{f/2} Re Pr(G)^{-1}}{\left\{ E(Pr) + \ln[1 + S(Pr)E] + 0.5(F) \ln \left[\frac{Re}{60} \sqrt{f/2} \right] \right\}} \quad \text{----- (4-47)}$$

donde: f , es el factor de fricción

⁷⁷El planteamiento más utilizado para resolver el fenómeno de la convección forzada, es el de establecer que la transferencia de calor es análoga a la transferencia de momentum.

⁷⁸Para mayor información se puede consultar la siguiente referencia: Rohsenow W.M., "Heat Transfer in Turbulent Flow", (ref. 42), pp. 5-24.

⁷⁹McAdams W. (ref. 57) pp. 220-223



E , es el inverso del número de Prandtl turbulento⁸⁰.

$$(E = \varepsilon_h / \varepsilon_m = Pr_t^{-1})$$

F , es el relación de difusividad. $(F = \varepsilon_h / (\varepsilon_h + k / (\rho c_p)))$

G , es la relación de temperaturas $(G = (T_w - T_b) / (T_w - T_c))$

ε_h , es la difusividad del eddy de calor. (m^2 / s)

ε_m , es la difusividad del eddy de momentum. (m^2 / s)

T_c , es la temperatura en el centro del canal. (K)

los valores para F y G , se pueden determinar mediante el número de Reynolds y el número de Prandtl, una tabla de valores de estos parámetros se puede encontrar en el reporte WNRE-18 (ref. 38) ó en el libro de McAdams⁸¹.

Otra expresión que se recomienda, es la que está basada en el modelo propuesto por Nijssing para la transferencia turbulenta en la región de la pared (ref. 62), el cual se utilizó en secciones anteriores con buenos resultados, la expresión que resulta de este modelo se da a continuación:

$$Nu = \frac{0.5(f) \operatorname{Re} (\operatorname{Pr})^{1/3}}{u_0^+ \sqrt{f/2} + (1 - u_0^+ \sqrt{f/2}) (\operatorname{Pr})^{-2/3}} \quad \text{-----} \quad (4-48)$$

donde: u_0^+ , es la velocidad adimensional al término de la capa viscosa. ($u_0^+ = 14.7$)

Por último se propone una expresión que puede resultar interesante, ya que esta expresión no es obtenida a través de un desarrollo teórico, sino que se basa en conceptos

⁸⁰ Ver referencias (10), (11), (16), (41), (52), (65), (72), (80) y (120).

⁸¹ Ibid. p. 222.

teóricos con el fin de modificar la estructura de la ecuación (4-38) y a partir de ésta correlacionar los datos experimentales. R. Oskay y S. Kakaç⁸², consideran que la resistencia principal a la transferencia de calor, se localiza en las dos subcapas adyacentes a la pared (la subcapa viscosa ó laminar y en la capa buffer ó de transición), donde el valor total de la resistencia está determinado por la suma de las resistencias parciales; la estructura de la expresión para el cálculo del número de Nusselt a partir de esta proposición es la siguiente:

$$Nu = \frac{C_2 (Re)^a (Pr)^b}{(\mu_b / \mu_w)^{(a-b)} + \frac{C_2 (Pr)^b (\mu_b / \mu_w)^a}{C_1}} \quad \text{-----} \quad (4-49)$$

donde: a, b, C_1 y C_2 , son constantes para cada caso en particular.
(Obtenidas a través de la correlación de datos experimentales)

aplicando este modelo a los datos experimentales del reporte NAA-SR-2796 (ref. 93) para el refrigerante Santowax-R y del reporte WNRE-164 (ref. 39) para el HB-40, se obtuvieron los siguientes valores:

Para el Santowax-R, $a = 0.85$, $b = 4.389$, $C_1 = 4.889514943 \times 10^{-2}$ y $C_2 = 1.233224731 \times 10^{-5}$, con un error del $\pm 3.7\%$ (para los rangos establecidos de la ecuación (4-41)); para el HB-40, $a = 0.83$, $b = 0.78555$, $C_1 = 2.549008967$ y $C_2 = 8.8065527 \times 10^{-3}$, con un porcentaje de error menor al 3% (para los rangos establecidos de la ecuación (4-43)).

⁸²Oskay R. y S. Kakaç, "Development of Two Layer Model Empirical Correlations for Variable Property Turbulent Forced Convection in Pipes", (ref) 43 pp. 641-652.

Las expresiones anteriores de igual manera que las expresiones empíricas presentan ciertas características que se deben de considerar, antes de utilizarlas para evitar errores en la selección y en el manejo de las mismas. Así se tiene lo siguiente:

- Las propiedades de los fluidos se consideran independientes de la temperatura y de la concentración. La realidad es que las propiedades varían cerca de la pared debido a los gradientes de temperatura y de concentración.
- Las teorías que se utilizan como base para la deducción de las expresiones, usualmente consideran hipótesis intuitivas que provocan en sí que estas expresiones sean de naturaleza empíricas ó semiempíricas.
- La confiabilidad de las expresiones está en función de la validez de las hipótesis propuestas para el desarrollo de las expresiones.
- La exactitud de las expresiones teóricas tiene un sentido de aproximación, debido a que los valores obtenidos a partir de ella, son cercanos a la realidad con un orden de magnitud correcto, pero no muy precisos (Los valores obtenidos por las expresiones empíricas son más satisfactorios).
- El manejo práctico de las expresiones se ve reducido, debido a la estructura tan compleja de las expresiones, además para su utilización se necesitan conocer otros parámetros (p. ej. el factor de fricción), los cuales no son fáciles de afinar, ya que las variables que lo determinan y la forma funcional que los relaciona, no son sencillas.

Nota: El pensamiento general con respecto a las dos formas de enfocar el cálculo de coeficiente de transferencia de calor, es de que hay una marcada contraposición entre

ambas; la verdad, desde un punto de vista estricto, sí lo son, pero considerándolo desde un punto de vista más práctico, ya no lo son tanto. La mayor discrepancia que se plantea entre ambos enfoques, es el de la estructura ó forma funcional de las expresiones, a simple vista esto parece obvio, ya que si se observan las expresiones teóricas contra las empíricas, las primeras son muy diferentes a las segundas, pero esto resulta de cierta manera ficticio, ya que ambas expresiones se les puede considerar con la misma estructura de la ecuación (4-38); la diferencia radica en que las expresiones empíricas, la constante C es sólo un valor numérico obtenido a través de la correlación de datos experimentales; en cambio, en las expresiones teóricas la constante C tiene un significado físico real, en consecuencia ésta está en función de otros elementos, $C = f(Pr, f, Pr_r, \text{etc.})$, que intervienen en el fenómeno de la convección. Por lo tanto la selección de un tipo de expresión con respecto al otro, será desde un punto de vista subjetivo.

Las expresiones que se han presentado hasta el momento, tanto por el enfoque empírico, como por el enfoque teórico, fueron obtenidas en función de una geometría regular, es decir para canales tubulares; por lo tanto, en primera instancia, estas expresiones no son aplicables a los canales de refrigeración del reactor OCR-500, debido a que estos canales tienen una geometría diferente a la tubular (canal con haz de tubos).

Generalmente cuando se presenta la situación anterior la práctica común ó recomendada, es la de aplicar el concepto de diámetro equivalente (ver fig. 18), este concepto permite reducir las diferencias que pudieran existir entre las dos geometrías, haciendo factible que las ecuaciones para geometrías regulares sean aplicables a las geometrías irregulares, con un mínimo de error. Para geometrías muy alejadas de la geometría tubular, como es el caso que se presenta, la utilización de este concepto

En las correlaciones de flujo de fluidos y de transferencia de calor para canales con geometría no-circular, se propone substituir el diámetro que comúnmente se utiliza para geometría tubular por un parámetro denominado, diámetro equivalente; el cual está definido por la siguiente expresión:

$$De = 4(\text{área de flujo})/(\text{perímetro húmedo})^D$$

la aplicación de esta ecuación de manera directa al canal que se estudia, da como resultado un proceso fastidioso y poco práctico, debido a que hay que calcular el área de flujo y el perímetro húmedo de manera independiente, tomando en cuenta las dimensiones y la forma del subcanal. Debido a esto se creyó necesario simplificar la ecuación anterior, para poder aplicarla de manera práctica y funcional, utilizando parámetros conocidos ó factibles de conocer. Realizando un análisis geométrico c/ el desarrollo algebraico correspondiente, se obtuvieron las siguientes expresiones:

canal entero $De = \frac{4 Rc^2 - m(D)^2}{2 Rc + m(D)}$ ----- (A-1)

subcanal triangular $De = \left[\frac{2\sqrt{3}}{\pi} \left(\frac{P}{D} \right)^2 - 1 \right] D$ ----- (A-2)

subcanal rectangular $De = \left[\frac{4}{\pi} \left(\frac{P}{D} \right)^2 - 1 \right] D$ ----- (A-3)

subcanal externo $De = \frac{2[\pi(Rc^2/n - B(D)^2/2) - A(P)^2/4]}{\pi(Rc/n + B(D))}$ ----- (A-4)

$$A = \text{sen}(90^\circ - \theta/2) / \text{sen}(\theta/2)$$

$$B = (\theta/2 + 90^\circ) / 360^\circ$$

$$\theta = 360^\circ / n$$

donde: D, es el diámetro del elemento de combustible (incluyendo la cubierta). (m)
 Rc, es el radio del canal de refrigeración (sin incluir la pared). (m)
 m, es el número de elementos de combustible en el canal. ②
 P, es la distancia de separación entre los elementos de combustible. (m)
 n, es el número de subcanales externos.

Como se puede observar este tipo de expresiones no sólo facilita el cálculo directo del diámetro equivalente, sino que permite su utilización en una máquina de computo, lo cual es sumamente importante.

- ① Peters, op.cit. p. 647 [En esta fuente se recomendaba utilizar, en las correlaciones de transferencia de calor, el perímetro calentado en lugar del perímetro húmedo]
- ② Se incluya también el tubo de soporte.

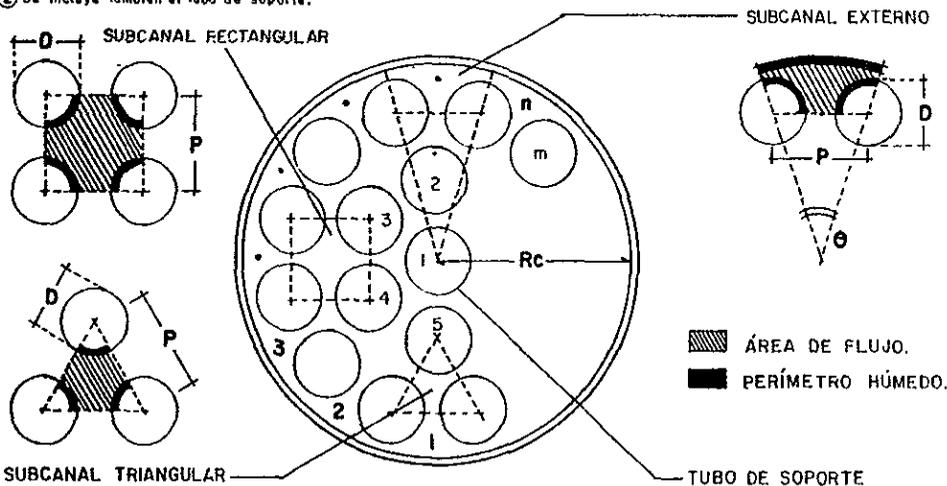


FIG.18.- DETERMINACIÓN DEL DIÁMETRO EQUIVALENTE, EN EL CANAL DE REFRIGERACIÓN.

puede ocasionar un error hasta del 30%, por lo que se deben tener expresiones más específicas para el sistema en estudio, tanto para el refrigerante, como para la geometría del canal.

Un planteamiento para obtener este tipo de expresiones es mediante el trabajo experimental específico, pero debido al alto costo en la construcción de modelos a escala, esto es casi imposible, en consecuencia se deben buscar otros medios más accesibles. Para los refrigerantes orgánicos que se estudian es este trabajo, sólo se tiene conocimiento de un trabajo experimental en este tipo de geometría (haz de tubos), el realizado por J. Rogers y G.M. Barns (ver bibliografía de la ref. 38). Estos investigadores analizaron la transferencia de calor en un modelo de haz de tubos con 4 elementos, teniendo dos elementos como fuente de calor y dos como componentes de simulación; la experimentación se llevó a cabo con dos refrigerantes de prueba, el Santowax-OM con 30% de HB y el HB-40. El estudio dió como resultado la siguiente expresión (ref. 33):

$$Nu = 0.00835(Re)^{0.9} (Pr)^{0.4} \text{ ----- (4-50)}$$

la cual es aplicable para las regiones abiertas entre los elementos del haz de tubos (ver fig. de la tabla 12), con números de Reynolds entre 1.5×10^4 y 1.6×10^5 y para números de Prandtl entre 8.7 y 11, teniendo un error aproximado del $\pm 10\%$.

Otro planteamiento para obtener dichas expresiones, es mediante estudios de tipo teórico, en los cuales se considera a los parámetros que caracterizan a la geometría tan compleja del canal, como sería la relación entre sí de los elementos en el haz de tubos, la disposición en el canal, la geometría del subcanal, etc. R.G. Deissler y M.F. Taylor (ref. 22), realizaron un trabajo de este tipo, en el cual analizaron el flujo axial turbulento y la transferencia de calor turbulenta en un haz de tubos ó barras; este fue uno

de los primeros trabajos teóricos que se realizaron en este tipo de geometría, pero pese a esto tiene información muy interesante y de gran utilidad.

El-Wakil, en su libro "Nuclear Heat Transport" reporta una gráfica (fig. 9.5 de la ref. 29), la cual está basada en la información reportada por Deissler y Taylor. La gráfica proporciona datos de cómo el número de Nusselt en el haz de tubos varía con respecto al parámetro P/D , que caracteriza la relación de los elementos entre sí en el haz de tubos; esta información se aprovechó para obtener las siguientes expresiones:

$$\frac{\overline{Nu}}{Nu_t} = 0.69434055 + 30.18499429 (\ln(P/D))^2 \quad \text{----- (4-51a)}$$

válida en el rango, $1 \leq P/D \leq 1.2$, con un error del $\pm 8\%$, y

$$\frac{\overline{Nu}}{Nu_t} = 1.03360616 + 0.137226136 \ln(P/D) \quad \text{---- (4-51b)}$$

válida en el siguiente rango, $1.2(P/D) \leq 2$, con un error del $\pm 10\%$

donde: \overline{Nu} , es el número de Nusselt promedio en el haz de tubos

Nu_t , es el número de Nusselt para una geometría tubular.

P , es la separación (Pitch) que existe entre los elementos del haz de tubos. (m)

D , es el diámetro del elemento. (m).

las ecuaciones anteriores presentan la desventaja de no considerar la forma geométrica del arreglo de los elementos en el haz (triangular, rectangular, etc.), lo cual es sumamente importante en el análisis de la transferencia de calor y de momentum, tal como se verá más adelante; además tiene el inconveniente de depender del valor del número de

Nusselt para una geometría tubular, en realidad esto último no sería un problema para el caso que se estudia, ya que se cuenta con expresiones para esta geometría, excelentes, con un error mínimo, pero para evitar cualquier fuente de error, debido a fases intermedias, es más conveniente y mejor, manejar expresiones más directas, las cuales no sólo consideran la forma geométrica del arreglo y la relación entre sí de los elementos, sino las principales variables en el fenómeno de la convección.

Nota: Debido a que la transferencia de calor real local así como la temperatura circunferencial, en un haz de tubos, varían de un elemento a otro (aún en el mismo elemento), se considera que el valor del número de Nusselt para el haz de tubos, debe ser un valor promedio.

Tomando en consideración el planteamiento del último párrafo y la información aportada por Deissler y Taylor (ref. 22), fué posible obtener una expresión para el cálculo del número de Nusselt en un haz de tubos, en relación con la geometría específica del arreglo. La estructura de esta expresión es la siguiente:

$$\overline{Nu} = C Re^m Pr^n (P/D)^s \text{ ----- (4-52)}$$

donde: $n = a Re^b (P/D)^d$

$$d = e + Re(f)$$

$$s = g Re^h$$

En el caso de los subcanales triangulares, los valores de las constantes son:

$$a = 0.2129275534$$

$$b = 6.377906176 \times 10^{-2}$$

$$e = -2.875147841 \times 10^{-2}$$

$$f = -1.093292289 \times 10^{-7}$$

para valores del parámetro de espaciamiento entre 1 y 1.1 ($1 \leq P/D < 1.1$) se tiene:

$$C = 1.795159685 \times 10^{-2}$$

$$m = 0.7886489329$$

$$g = 7.837095815$$

$$h = -3.573706058 \times 10^{-2}$$

para valores del parámetro de espaciamiento entre 1.1 y 2 ($1.1 \leq P/D \leq 2$), se tiene:

$$C = 3.538553844 \times 10^{-2}$$

$$m = 0.771249881$$

$$g = 0.1788579701$$

$$h = -2.037424711 \times 10^{-2}$$

estos valores dan como resultado que la expresión tenga un error aproximado del $\pm 5\%$

Para los canales rectangulares, las constantes de la ecuación (4-52) tienen los siguientes valores:

$$C = 2.285070349 \times 10^{-2}$$

$$m = 0.788285186$$

$$a = 0.2659690557$$

$$b = 4.612670217 \times 10^{-2}$$

$$e = -0.1336187718$$

$$f = 1.847509796 \times 10^{-7}$$

$$g = 0.883422954$$

$$h = -5.406624382 \times 10^{-2}$$

las cuales dan como resultado que la expresión tendrá un error promedio del $\pm 10\%$.

Las constantes para ambos casos son válidas para números de Reynolds mayores de 3×10^4 y menores de 3×10^5 ; para números de Prandtl entre 1 y 30 y para valores del parámetro de espaciamiento entre 1 y 2. Es importante aclarar que esta expresión fue determinada para valores de transferencia de calor con una distribución de la temperatura de la pared uniforme.

Aunque la expresión anterior, junto con las constantes, fue obtenida a partir de gráficas, se cree que no está alejada de la realidad, ya que los valores obtenidos, tanto para los exponentes de los números adimensionales determinantes, como para la constante multiplicativa, son parecidos a los de la ecuación de Rogers y Barns (ec. 4-50); el exponente para el número de Reynolds en la ecuación (4-50) es de 0.9, el valor de este exponente en la expresión encontrada se puede aproximar a 0.8; para el número de Prandtl la ecuación (4-50) reporta un valor de 0.4, los valores encontrados a partir de la expresión (4-52) varían aproximadamente entre 0.39 y 0.43. Como se puede observar hay muy poca diferencia, por último la constante multiplicativa, en la ecuación de Rogers y Barns, tiene un valor aproximado de 8.0×10^{-3} , la constante ($cte = C(P/D)^n$) en el caso de la ecuación (4-52) tiene valores entre 3×10^{-3} y 3.6×10^{-3} aunque estos valores están alejados del valor de la constante de la ecuación (4-50), éstos tienen el mismo orden de magnitud. Como se puede observar de la comparación anterior, la expresión (4-52) debe tenerse presente para el cálculo del número de Nusselt en un haz de tubos, a pesar de lo criticable de su origen.

Para tener una mejor idea del comportamiento que presentan las ecuaciones para el cálculo del coeficiente de transferencia de calor, éstas se aplicaron a los refrigerantes Santowax-R y HB-40 a las condiciones establecidas en el punto medio axial en el reactor que se estudia (ver tabla 13). Esto no sólo permitirá evaluar los resultados

SUBCANAL	TRIANGULAR		RECTANGULAR		EXTERNO		CANAL ENTERO	
	HB-40	SW-R	HB-40	SW-R	HB-40	SW-R	HB-40	SW-R
REFRIGERANTE								
ec. (4-39)	490.149660	506.709421	813.941310	841.440409	862.658731	891.803753	802.915576	830.042169
ec. (4-40)	463.927662	479.601510	770.397125	796.425078	816.508284	844.094087	759.961245	785.636621
ec. (4-41)	—	516.158871	—	890.364037	—	947.778791	—	877.405114
ec. (4-42)	—	550.820211	—	944.149520	—	1004.302581	—	930.566402
ec. (4-43)	630.980351	—	1067.923478	—	1134.312684	—	1052.918622	—
ec. (4-45)	—	518.450572	—	888.665392	—	945.283483	—	875.880503
ec. (4-46)	500.463208	—	831.071282	—	880.813996	—	819.813504	—
ec. (4-47)	459.917303	508.651817	797.878659	878.671653	850.064021	935.622292	811.635103	865.823478
ec. (4-48)	496.234388	521.684098	860.934448	903.303782	917.288620	962.212262	848.228335	890.019864
ec. (4-49)	615.091936	439.399700	1041.032607	753.165929	1105.750099	801.151163	1026.40558	742.330419
ec. (4-50)	512.735661	539.971685	907.174756	955.363005	968.484400	1019.929358	893.361738	940.816253
ec. (4-51)	496.0483259	405.780851	839.553328	699.964095	891.745531	745.100988	827.757186	689.776373
ec. (4-52)	462.653848	477.363832	785.310817	804.369180	—	—	—	—

NOTAS: En las ecuaciones se utilizó el concepto de diámetro equivalente.

La evaluación de las propiedades físicas se llevó a cabo a la temperatura de 35.5°C.

TABLA 13.- COMPARACIÓN DE LAS ECUACIONES SELECCIONADAS PARA EL CÁLCULO DEL NÚMERO DE NUSSELT.

de cada expresión, sino que permitirá establecer la relación y la discrepancia que existen entre ellas, con lo que se podrá realizar un mejor análisis de las expresiones.

Antes de pasar a la tabla correspondiente es necesario mencionar las condiciones en que fueron aplicadas las ecuaciones con el fin de comprender mejor los datos que resultan de dichas expresiones. Estas condiciones son las siguientes:

- Se consideró que el contenido de compuestos de peso molecular alto (HB) en la mezcla refrigerante es del 30% en ambos refrigerantes.
- Las propiedades físicas se calcularon a la temperatura de 355° C.
- El dato de la temperatura de la pared se consideró como ya determinado, tomando para éste, el valor calculado en el apartado (c2) de la secc. 3.4.4.
- El factor de fricción se calculó por medio de la ecuación (3-31)
- Se utilizó el concepto de diámetro equivalente.
- Las expresiones de tipo general se aplicaron a ambos refrigerantes, las de tipo particular se aplicaron al refrigerante respectivo, a excepción de la ecuación (4-50) la cual se aplicó también al Santowax-R con el objeto de poder observar el comportamiento de dicha expresión con los datos de este refrigerante, ya que es la única expresión con que se cuenta para una geometría con haz de tubos para refrigerantes orgánicos a partir de datos experimentales.
- Las expresiones se aplicaron a través de toda el área de flujo del canal de refrigeración, tanto individualmente (subcanales) como en conjunto (canal entero).
- El valor que se utilizó para el parámetro de espaciamiento fue el siguiente:

$$P/D = 1.56701031$$

- Para el número de Nusselt tubular que sirve de referencia en la expresión (4-51), se utilizó la ecuación (4-43) para el refrigerante HB-40 y la ecuación (4-41) para el Santowax-R.

Con base en los resultados de la tabla 13, se pueden establecer algunas observaciones para las expresiones del cálculo en cuestión.

En primer lugar, si se considera que el valor más adecuado ó más cercano a la realidad para el refrigerante HB-40 en un haz de tubos lo dará la expresión (4-50), se puede establecer lo siguiente:

1) Desde un punto de vista general:

La mayoría de las expresiones subestiman el valor del número de Nusselt, alrededor del 9% a excepción de las expresiones de Jeffries (4-43) y de Oskay (4-49) las cuales sobreestiman el valor alrededor del 17%.

Las expresiones para geometría tubular presentan una variación en el valor del número de Nusselt desde un -8% hasta un 19%.

Las expresiones para haz de tubos presenta una variación desde -11.6% hasta un -6.5%.

La expresión con menor porcentaje de error es la ecuación (4-48)

Para el canal entero, el valor del número de Nusselt resulta entre los valores para el subcanal triangular y el subcanal rectangular.

2) Desde un punto de vista particular:

De las expresiones teóricas, la ecuación que tiene el menor porcentaje de error es la expresión (4-48) con un error aproximado del -5% en conjunto y un -3% para el subcanal triangular.

De las expresiones empíricas, la ecuación de Dittus-Boelter, es la mejor con un porcentaje de error aproximado del -19%.

La expresión que utiliza el factor de corrección debido a la diferencia de temperatura a través de la capa límite, presenta un error aproximado del -7%.

De las expresiones para haz de tubos, la ecuación (4-51), es la que tiene el menor porcentaje de error sólo subestima en un 7%.

En el subcanal triangular se registra el menor porcentaje de error.

Debido a que el Santowax-R no tiene un trabajo específico en una geometría con haz de tubos, se consideró con base en los resultados obtenidos para el HB-40, que la expresión (4-51) sería la expresión que daría los valores más cercanos a la realidad; por lo tanto la comparación de las expresiones se llevó a cabo con el valor obtenido a partir de dicha ecuación. Con lo cual se tiene lo siguiente:

1) De manera general:

Todas las expresiones presentan una sobreestimación, desde un 7% hasta un 35%

Las expresiones para geometría tubular presentar un error promedio del 25%

Las expresiones para geometría con haz de tubos presentan un error promedio de 16%

La expresión que registra el menor porcentaje de error es la ecuación (4-49)

De igual manera que en el refrigerante HB-40, el valor del número de Nusselt para el canal entero se encuentra entre los valores obtenidos para el subcanal triangular y el subcanal rectangular.

2) Desde un punto de vista particular:

Dentro de las expresiones teóricas, la ecuación (4-49), es la que presenta el menor porcentaje de error, siendo éste aproximadamente del 7.7%.

Dentro de las expresiones empíricas, la ecuación de Mc Adams (4-40) es la que tiene el menor porcentaje de error, aproximadamente el 14.8%.

La expresión para un haz de tubos da como resultado un error aproximado del 15%.

La expresión que utiliza el factor de corrección sobreestima al número de Nusselt en un 27%, el cual es uno de los más altos.

En el subcanal externo, se encuentra el menor porcentaje de error.

En razón de las observaciones anteriores, se pueden establecer algunas conclusiones muy generales; las cuales permitirán redondear la comprensión del elemento que se manejó. Estas conclusiones son las siguientes:

- El tipo de expresiones que da mejores resultados es la teórica.
- Para el planteamiento de una expresión de cálculo del coeficiente de transferencia de calor, se debe considerar la geometría específica del canal.
- La transferencia de calor, en un canal tubular con un haz de tubos (19 elementos) standard⁸³, está determinada por las condiciones que se establecen en lo subcanales triangular y rectangular. (Este planteamiento no se debe generalizar para otro tipo de canal con haz de tubos, ya que esta condición depende del número de subcanales triangular y rectangular, así como de su disposición en el haz de tubos).
- Las expresiones de cálculo no se deben generalizar en su uso para diferentes refrigerantes, aún cuando sus características ó propiedades sean parecidas, debido a que esto puede producir errores en la concepción y el manejo del fenómeno. Lo anterior resulta de observar los valores de los números de Nusselt, de donde para dos refrigerantes (SW-R Y HB-40) con características

⁸³Se entenderá por standard, cuando los elementos entre sí y el canal mantienen unas proporciones adecuadas tal como se puede observar en la fig. 5

similares, los valores para el Santowax-R son mayores que los del HB-40, lo cual es totalmente erróneo, ya que está plenamente comprobado lo contrario.

Para finalizar, se cree necesario externar dos proposiciones ó sugerencias personales acerca de lo tratado en esta sección, las cuales pueden ser de utilidad en la elección ó en el planteamiento de una expresión de cálculo para el coeficiente de transferencia de calor.

La primera, propone establecer que la expresión de cálculo deberá ser de tipo semiempírica ó semiteórica, donde su estructura estará determinada por un procedimiento ó un concepto teórico y los parámetros (constantes multiplicativas y/o exponentes) relacionados a ella, serán obtenidos ó adecuados por medio de datos experimentales a través de los métodos correspondiente.

La segunda, con base en lo anterior, se propone establecer que la expresión más idónea es la propuesta por Oskay (ec. 4-49). Pese a los malos resultados obtenidos por ella en el caso que se estudió; la discrepancia se debió a que el ajuste de esta expresión se hizo con base a los datos experimentales reportados para una geometría tubular (donde se obtuvo un error bastante reducido, menor al 3%) y no a datos a partir de una geometría con haz de tubos.

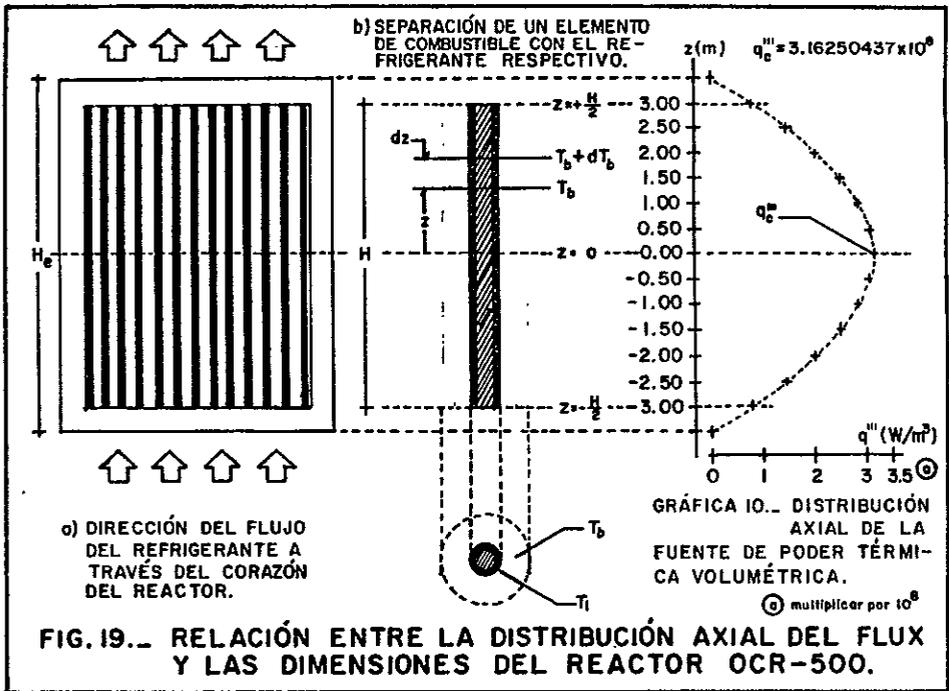
b) Distribución axial de la temperatura.- Como ya se mencionó en el transcurso de esta sección, la importancia de determinar las condiciones que prevalecen en el canal de refrigeración, no solo radica en saber la cantidad de calor que debe ser removido para su aprovechamiento, sino también radica en poder conocer el comportamiento de la temperatura del refrigerante, así como de su efecto sobre la temperatura de cada uno de los elementos estructurales de elemento de combustible, con lo cual se podrá evaluar mejor el componente de la generación de calor

en el canal de refrigeración. En consecuencia un objetivo primordial es el de desarrollar expresiones que permitan calcular cada una de las temperaturas a través de todo el canal de refrigeración.

Con el fin de facilitar la tarea anterior, así como de lograr una mayor comprensión del problema, es conveniente fijar dos situaciones para el análisis; una radica en la necesidad de separar un elemento de combustible (el cual mantiene tanto las características, como las dimensiones que prevalecen dentro del reactor) con la cantidad correspondiente de refrigerante (el cual circulará de igual manera que en el corazón del reactor. Paralelamente y en forma ascendente), tal y como se ve en la fig. 19, la otra establece que al contrario al análisis de la sección transversal de un elemento de combustible, las variaciones que sufren en la dirección axial tanto el flux de neutrones, como la fuente de poder térmico volumétrica, deben tomarse en cuenta.

Para simplificar aun más el problema y lograr con esto una solución más rápida, se deben adicionar otras hipótesis al planteamiento original, las cuales serán de mucha ayuda; estas hipótesis se enumeran a continuación:

- ### El coeficiente de transferencia de calor, se considera que no varía, ó que su variación es mínima a lo largo del canal de refrigeración, por lo que es factible considerar a este parámetro como constante; con base en lo antes dicho, se puede determinar que el coeficiente de transferencia de calor que caracteriza a la convección a lo largo del elemento de combustible, puede ser obtenido mediante el promedio de los valores posibles de encontrar a través de todo el canal de refrigeración. (Aplicando esta hipótesis, al caso en estudio, se



obtuvo que la variación del valor promedio es de $\pm 8.8\%$ para el Santowax-R y de $\pm 7.9\%$ para el HB-40, porcentajes que son bastante aceptables).

La conductividad térmica, tanto del material combustible, como de la cubierta del elemento, así como las propiedades del refrigerante, se consideran constantes e independientes, tanto de la temperatura como de la posición axial.

Una vez establecidas las condiciones del problema, ya se está en posición de encontrar la solución del mismo. Realizando un balance de calor en una sección diferencial del elemento de combustible con una altura dz (ver fig. 19b), para cada uno de

los elementos que conforman al elemento de combustible en análisis se desarrollaron las siguientes expresiones para las temperaturas respectivas, en función de la posición axial:

para el refrigerante;

$$T_b = T_{b1} + \frac{\bar{q}_c As He}{\pi c_p m} \left[\operatorname{sen}\left(\frac{\pi z}{He}\right) + \operatorname{sen}\left(\frac{\pi H}{2He}\right) \right] \quad \text{----- (4-53)}$$

donde: T_b , es la temperatura media global del refrigerante, en función de la posición axial (z). (° C)

T_{b1} , es la temperatura media global del refrigerante a la entrada del canal (z= -H/2). (° C)

\bar{q}_c , es la fuente de poder térmica volumétrica máxima para el elemento de combustible en estudio. (W/m³)

As, es el área seccional de elemento de combustible. (sin cubierta) (m²).

He, es la altura extrapolada. (m)

m, es la proporción de flujo másico del refrigerante que le corresponde al elemento de combustible. (kg/s).

C_p , es el calor específico del refrigerante. (J/(kg K))

para la capa de depósito:

$$T_i = T_{b1} + \frac{\bar{q}_c As}{\pi} \left\{ \frac{He}{\dot{m} c_p} \left[\operatorname{sen}\left(\frac{\pi z}{He}\right) + \operatorname{sen}\left(\frac{\pi H}{2He}\right) \right] + \frac{\cos\left(\frac{\pi z}{He}\right)}{2\pi \bar{h} (R+c+e)} \right\} \quad \text{--- (4-54)}$$

- donde: T_i , es la temperatura en la superficie de la capa de depósito, en función de la posición axial. ($^{\circ}\text{C}$)
- \bar{h} , es el coeficiente de transferencia de calor promedio en el canal. ($\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$)
- R , es el radio del material combustible. (m)
- c , es el espesor de la cubierta del elemento de combustible. (m)
- e , es el espesor de la capa de depósito. (m) (ver fig. 17)

para la cubierta del elemento:

$$T_c = T_{b1} + \frac{\bar{q}_c As}{\pi} \left\{ \frac{He}{m c_p} \left[\text{sen} \left(\frac{\pi z}{He} \right) + \text{sen} \left(\frac{\pi H}{2He} \right) \right] + \frac{\cos \left(\frac{\pi z}{He} \right)}{2} \left[\frac{1}{\bar{h}(R+c+e)} + \frac{\ln R'}{k_d} \right] \right\}$$

---- (4-55)

- donde: T_c , es la temperatura en la interfase de la cubierta del elemento y la capa de depósito, en función de la posición axial. ($^{\circ}\text{C}$)
- R' , es la proporción entre los radios de la capa de depósitos.
($R' = (R+c+e) / (R+c)$)
- k , es la conductividad térmica de la capa de depósito.
($\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$)

para la interfase material combustible-cubierta del elemento:

$$T_s = T_{b1} + \frac{\bar{q}_c As}{\pi} \left\{ \frac{He}{m c_p} \left[\text{sen} \left(\frac{\pi z}{He} \right) + \text{sen} \left(\frac{\pi H}{2He} \right) \right] + \frac{\cos \left(\frac{\pi z}{He} \right)}{2} \left[\frac{1}{\bar{h}(R+c+e)} + \frac{\ln R'}{k_d} + \frac{\ln R''}{k_c} \right] \right\}$$

----- (4-56)

- donde: T_c , es la temperatura en la interfase del material combustible y la cubierta del elemento, en función de la posición axial. ($^{\circ}\text{C}$)
- R'' , es la proporción entre los radios que comprenden a la cubierta del elemento. ($R'' = (R+c) / R$)
- k_c , es la conductividad térmica de la cubierta. ($\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$)

para el material combustible:

$$T_m = T_{k1} + \frac{\tilde{q}_c As}{\pi} \left\{ \frac{He}{m c_p} \left[\text{sen} \left(\frac{\pi z}{He} \right) + \text{sen} \left(\frac{\pi H}{2He} \right) \right] + \cos \left(\frac{\pi z}{He} \right) \left[\frac{1}{2} \left(\frac{1}{h(R+c+e)} + \frac{\ln R'}{k_d} + \frac{\ln R''}{k_c} \right) + \frac{1}{4k_f} \right] \right\}$$

----- (4-57)

- donde: T_m , es la temperatura en el centro del material combustible, en función de la posición axial. ($^{\circ}\text{C}$)
- k_f , es la conductividad térmica del material combustible. ($\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$)

Un punto muy importante que se plantea, por razones de seguridad es el de determinar la temperatura máxima que se alcanza en la cubierta del elemento, así como su localización a lo largo del elemento; estos datos de cierta manera son fáciles de obtener, en primer lugar para encontrar el punto donde se localiza el máximo se deriva la expresión correspondiente (ec. 4-55) con respecto a la posición axial (z) y se iguala a cero, después el punto resultante se introduce en la ecuación (4-55), con lo cual se obtiene la temperatura máxima en la cubierta (T_{mc}). Aplicando la primera parte del procedimiento descrito se obtiene lo siguiente:

$$z_c = \frac{He}{\pi} \arctan \left\{ \frac{2He}{m c_p \left[\frac{1}{\bar{h}(R+c+e)} + \frac{\ln R'}{k_d} \right]} \right\} \quad \text{----- (4-58)}$$

para los demás componentes ó secciones del elemento de combustible, si se sigue el mismo procedimiento, también es factible obtener el punto en el cual la temperatura alcanza su máximo. Así se tiene que las expresiones son las siguientes:

para la capa de depósito:

$$z_i = \frac{He}{\pi} \arctan \left\{ \frac{2He \bar{h}(R+c+e)}{m c_p} \right\} \quad \text{----- (4-59)}$$

para la interfase material combustible-cubierta del elemento:

$$z_s = \frac{He}{\pi} \arctan \left\{ \frac{2He}{m c_p \left[\frac{1}{\bar{h}(R+c+e)} + \frac{\ln R'}{k_d} + \frac{\ln R''}{k_c} \right]} \right\} \quad \text{----- (4-60)}$$

para el material combustible:

$$z_m = \frac{He}{\pi} \arctan \left\{ \frac{He}{m c_p \left[\frac{1}{2} \left(\frac{1}{\bar{h}(R+c+e)} + \frac{\ln R'}{k_d} + \frac{\ln R''}{k_c} \right) + \frac{1}{4k_f} \right]} \right\} \quad \text{---- (4-61)}$$

en relación a la segunda parte del procedimiento, se pueden obtener las expresiones de cálculo para las temperaturas máximas, introduciendo las cuatro ecuaciones anteriores en las expresiones respectivas, pero esta acción resulta innecesaria y poco práctica, debido a que no se obtienen expresiones accesibles, sino al contrario, la estructura de las mismas

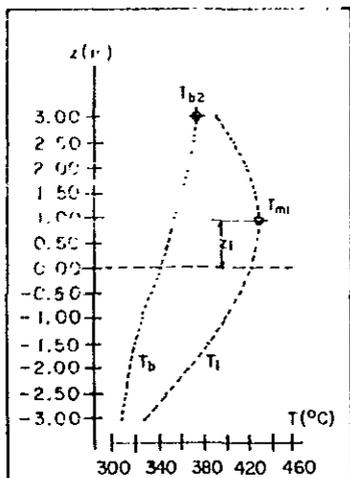
se complica, por lo tanto se recomienda calcular primero el valor numérico del punto máximo y luego sustituir dicho valor en la expresión de la temperatura a buscar, lo cual es más sencillo y cómodo.

Con el fin de tener un mejor panorama de la distribución de las temperaturas en la dirección axial, así como de poder tener una idea de dónde es factible localizar los puntos máximos, la serie de expresiones presentada se aplicaron al sistema que se estudia.

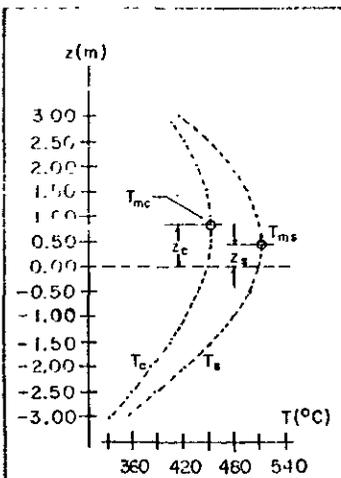
Los resultados para las distribuciones se pueden observar, a partir de la gráfica 11, para el HB-40 y de la gráfica 14, para el Santowax-R, los resultados para las temperaturas máximas se enlistan en la tabla 14.

Nota: Los valores de las temperaturas en la tabla 14, fueron obtenidos con base en dos tipos de expresiones para el cálculo del coeficiente de transferencia de calor, uno en el que se considera una geometría tubular (ec. 4-49) y otro que involucra una geometría con haz de tubos (ecs. (4-50) y (4-51)), esto fue con el propósito de evaluar la discrepancia que pudiera existir al establecer cualesquiera de las dos geometrías; y a un valor de \bar{h} de $3.162504373 \times 10^8 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$.

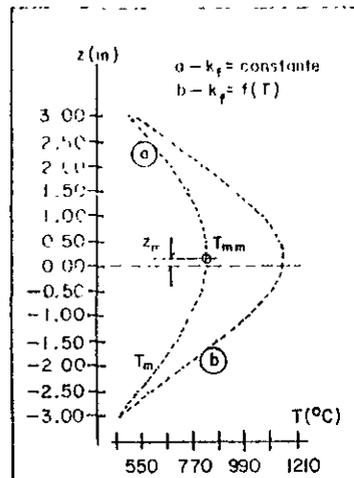
Como se puede observar, los valores resultantes están dentro del rango de los parámetros de diseño para el reactor OCR-500 así se tiene que para la temperatura de la cubierta del elemento, la diferencia es de +1.8% y para la temperatura en el centro del material combustible es de -27% (aparente margen de seguridad). Pero pese a esto, se debe tener cuidado con estos resultados, ya que se debe recordar que se introdujeron ciertas consideraciones que no son totalmente válidas en la realidad, como sería la interacción aislada de los elementos de combustible ó como en el caso de la conductividad térmica, la cual se consideró constante y en realidad no es cierto, tal como



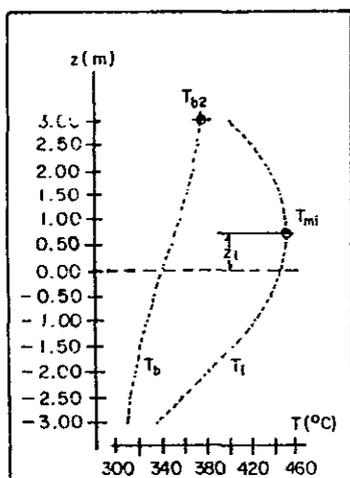
GRÁFICA 11. DISTRIBUCIÓN AXIAL DE LA TEMPERATURA EN EL REFRIGERANTE HB-40 Y EN LA CAPA DE DEPÓSITO.



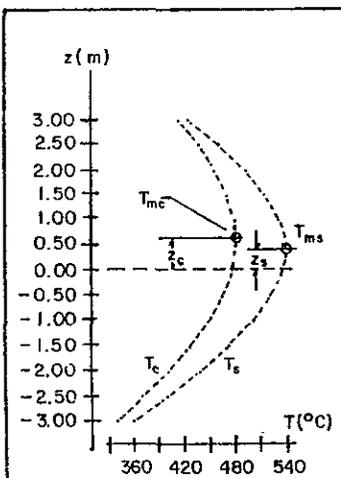
GRÁFICA 12. DISTRIBUCIÓN AXIAL DE LA TEMPERATURA EN LAS INTERFASES, CUBIERTA-CAPA DE DEPÓSITO Y MATERIAL COMBUSTIBLE. (c/HB-40)



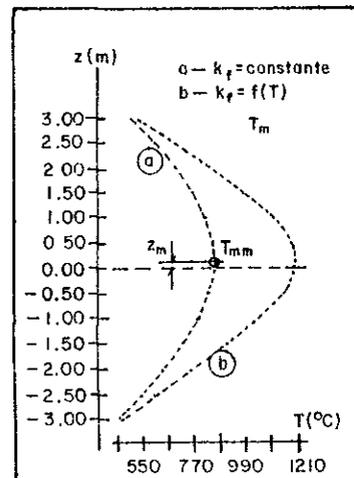
GRÁFICA 13. DISTRIBUCIÓN AXIAL DE LA TEMPERATURA EN EL CENTRO DEL MATERIAL COMBUSTIBLE. (c/HB-40)



GRÁFICA 14. DISTRIBUCIÓN AXIAL DE LA TEMPERATURA EN EL REFRIGERANTE SANTOWAX-R Y EN LA CAPA DE DEPÓSITO.



GRÁFICA 15. DISTRIBUCIÓN AXIAL DE LA TEMPERATURA EN LAS INTERFASES, CUBIERTA-CAPA DE DEPÓSITO Y MATERIAL COMBUSTIBLE. (c/Santowax-R)



GRÁFICA 16. DISTRIBUCIÓN AXIAL DE LA TEMPERATURA EN EL CENTRO DEL MATERIAL COMBUSTIBLE. (c/Santowax-R)

z en m. T en °C	HB-40		SW-R	
	c/ \bar{h} (tubular)	c/ \bar{h} (haz de tubos)	c/ \bar{h} (tubular)	c/ \bar{h} (haz de tubos)
T_{b2}	377.772025	—	380.493224	—
z_i	0.907809	0.769043	0.744828	0.734776
T_{mi}	433.534534	488.907581	457.901515	459.387182
z_c	0.722128	0.630222	0.617893	0.610883
T_{mc}	455.475263	471.231051	480.279908	481.791105
z_s	0.471250	0.429679	0.429065	0.425630
T_{ms}	513.221463	529.378127	538.459819	540.000483
z_m	0.162185	0.156960	0.160766	0.160276
T_{mm}	832.792855	849.232379	858.265267	859.829788

TABLA 14. TEMPERATURAS MÁXIMAS EN EL ELEMENTO DE COMBUSTIBLE.

se demostró en el apartado (a) de la secc. 4.2.1, ya que ésta tiene una funcionalidad con respecto a la temperatura, la cual se debe considerar; por lo tanto se desarrolló una expresión paralela a la ecuación (4-57) introduciendo dicha funcionalidad. La ecuación es la siguiente:

$$\begin{aligned}
 T_m(a-b \ln T_m) &= \frac{q_c As}{4\pi} \cos\left(\frac{\pi z}{He}\right) + \left\{ T_{h1} + \frac{q_c As}{\pi} \left[\frac{He}{m c_p} \left[\sin\left(\frac{\pi z}{He}\right) + \sin\left(\frac{\pi z}{2He}\right) \right] + \dots \right. \right. \\
 \dots &+ \left. \frac{\cos\left(\frac{\pi z}{He}\right)}{2} \left[\frac{1}{\bar{h}(R+c+e)} + \frac{\ln R'}{k_d} + \frac{\ln R''}{k_c} \right] \right\} \left\{ a-b \ln \left[T_{h1} + \frac{q_c As}{\pi} \left[\frac{He}{m c_p} \left[\sin\left(\frac{\pi z}{He}\right) + \dots \right. \right. \right. \right. \\
 \dots &+ \left. \left. \left. \left. \sin\left(\frac{\pi H}{2He}\right) \right] + \frac{\cos\left(\frac{\pi z}{He}\right)}{2} \left[\frac{1}{\bar{h}(R+c+e)} + \frac{\ln R'}{k_d} + \frac{\ln R''}{k_c} \right] \right] \right\} \right\}
 \end{aligned}$$

----- (4-62)

como se puede observar es una ecuación con una estructura más ó menos compleja, además presenta el inconveniente de ser una ecuación implícita, lo que implica que para su solución se debe utilizar un método numérico, características que reduce su aplicabilidad práctica; pero estos inconvenientes se ven compensados con la perspectiva de poder describir mejor el comportamiento de la temperatura en el material combustible, tal como se verá más adelante.

Con el propósito de integrar de la mejor manera el último planteamiento con los resultados obtenidos anteriormente, y así tener un mejor punto de referencia para el análisis, la ecuación (4-62) se graficó junto con la ecuación inicial (4-57) (ver gráficas 13 y 16) y se calculó la temperatura máxima.

De las gráficas correspondientes se puede ver que el comportamiento de la temperatura en el material combustible se diferencia substancialmente de un proposición a otra, lo que da lugar a considerar seriamente la importancia de establecer correctamente los parámetros que caracterizan a un problema, ya que si no se realiza así, se puede dar origen a errores que pueden ocasionar graves accidentes; en relación a los valores que se obtienen para la temperatura máxima en el centro del material combustible (T_{mm}), se registró lo siguiente: cuando se utiliza como refrigerante el HB-40 la temperatura es de $1,150.1762^{\circ} \text{C}$, lo que representa una diferencia con respecto al valor inicial ($k_f = cte$) del 38%, en cambio con respecto al valor de diseño reportado la diferencia es del 0.02%; para cuando se utiliza el refrigerante Santowax-R, el valor obtenido es de $1,203.71^{\circ} \text{C}$, lo que representa una diferencia del 34% y un error del 4.67%. Estos valores permiten confirmar ó ratificar la consideración anterior.

4.3.- ELIMINACION DEL CALOR GENERADO Y CAPACIDAD DE BOMBEO EN EL REACTOR.

4.3.1.- Descripción general.

Dentro de los planteamientos iniciales para el estudio de una planta de proceso ó de un sistema en general, se ha establecido que gran parte de los esfuerzos se deben de dedicar a la determinación de los costos de operación, debido a que éstos permiten llevar a cabo una evaluación adecuada de la eficiencia del sistema desde un punto de vista técnico-económico. En el caso que se está estudiando, el sistema de enfriamiento de un reactor nuclear (específicamente en el corazón del reactor), donde el principal objetivo, es el de aprovechar el calor generado en el corazón, mediante la circulación continua de un

medio refrigerante (líquido orgánico), los costos de operación en esta zona se ven reducidos, a partir de un enfoque global, a la necesidad de determinar la energía que se debe suministrar para mantener en funcionamiento el sistema, es decir, lo que se desea conocer es el requerimiento de potencia mecánica⁸⁴ que debe suministrar la bomba al refrigerante para vencer los cambios de altura, de energía interna, las resistencias por fricción y otras resistencias características a través del sistema

Una forma general de calcular la potencia requerida para bombear al refrigerante a través del circuito completo (reactor, intercambiadores de calor, tubería, etc.), se puede realizar mediante la siguiente expresión:

$$W = \sum_{i=1}^n \Delta P_i A_i u_{bi} \quad \text{-----} \quad (4-63)$$

- donde: W , es la potencia de bombeo para el sistema de enfriamiento. (W)
- ΔP_i , es la caída de presión a través de cada zona del sistema. (Pa)
- A_i , es el área de flujo de la zona correspondiente. (m²)
- u_{bi} , es la velocidad global del refrigerante en la zona i . (m/s)
- n , es el número de zonas que componen al sistema de enfriamiento. (Reactor, sobrecalentadores, etc.)

Analizando los parámetros que conforman a la ecuación anterior, se puede observar que el esfuerzo de cálculo se debe de avocar a la determinación de la resistencia hidráulica ó caída de presión a través de cada zona ó a la sumatoria en su conjunto, ya que los otros parámetros son relativamente fáciles de obtener. El cálculo de la caída de presión debe considerar cada uno de los ítems que pueden causar una reducción en la presión del flujo, tales como las pérdidas por fricción ó rozamiento (en las que hay que

⁸⁴La cual está íntimamente ligada a la energía eléctrica que se debe suministrar al motor de la bomba.

considerar la longitud de la tubería, el diámetro de la misma, la rugosidad de la superficie, etc.), las pérdidas locales ocasionadas por elementos auxiliares (entre los que se encuentran los codos, las uniones, los elementos estructurales, las válvulas, etc.) ó las pérdidas debidas a los cambios en el área de flujo (expansiones ó contracciones); cuando se realiza una evaluación rigurosa y detallada ó se calcula el diseño específico y definitivo de un sistema, se deben analizar estrictamente cada uno de los puntos correspondientes sin importar el consumo de tiempo, lo cual se justifica en dichos casos, pero en los casos en los que sólo se busca una evaluación comparativa entre dos ó mas líquidos, lo que se hace es considerar que el circuito ó sistema en estudio se puede reducir a un canal tubular único con dimensiones fijas en el cual el líquido fluye a condiciones estables, este planteamiento permite simplificar notablemente el cálculo de la caída de presión en el sistema, al tener que considerar sólo las pérdidas por rozamiento a través del canal. Tomando en cuenta esto último, la expresión para el cálculo de la caída de presión queda de la siguiente forma:

$$\Delta P = 4f \frac{L}{De} \rho \frac{\bar{u}_b^2}{2} \text{ ----- (4-64)}$$

- donde: f , es el factor de fricción de Fanning
- L , es la longitud del canal. (m)
- De , es el diámetro equivalente del canal. (m)
- ρ , es la densidad del líquido. (kg/m^3)
- \bar{u}_b , es la velocidad media global del líquido en el canal. (m/s)

Nota: Es importante recalcar que esta simplificación sólo es válida para evaluaciones comparativas; para evaluaciones determinísticas ó definitivas, se deben establecer y analizar perfectamente cada uno de los factores involucrados en el ΔP , ya que la diferencia puede ser considerable. (Situación que se podrá comprobar más adelante).

Del mismo modo que se analizó la ecuación (4-63), de la ecuación anterior se puede establecer que el parámetro al que se le debe dedicar una mayor atención es al factor de fricción, los otros parámetros dependen de las características físicas y geométricas del canal, así como de las condiciones en el mismo, por lo tanto son fácilmente determinables. El factor de fricción es uno de los parámetros en hidrodinámica que más se ha estudiado y en consecuencia de los que mayor información se tiene, tanto para flujo laminar como flujo turbulento, por lo que no es necesario ahondar en el concepto en esta parte introductoria, esto se verá más adelante.

Hasta el momento se ha desarrollado brevemente sobre la potencia necesaria para hacer circular el refrigerante, debido a que se estableció a ésta como el parámetro de relevancia para evaluar correctamente los costos de operación, pero la verdad es que esta consideración sólo es válida para sistemas hidrodinámicos, en procesos ó sistemas termohidrodinámicos, en los cuales también se debe tener en cuenta la transferencia de calor, como es el caso que se estudia, el parámetro W por sí solo no es un factor determinante para la evaluación del sistema, ya que se involucra en el fenómeno otro factor tanto ó más importante que el de mantener fluyendo al refrigerante con un mínimo de costo, que es el de absorber a través del refrigerante la mayor cantidad del calor generado en el sistema, por lo tanto se debe establecer otro parámetro que permita considerar ambas situaciones. A este parámetro se le denomina, factor relativo de potencias, el cual se puede definir como la relación entre la energía necesaria que se debe suministrar para mantener circulando una cierta cantidad de refrigerante (potencia mecánica) y la cantidad de energía absorbida por la misma cantidad de refrigerante (potencia térmica), esta relación se puede observar mejor a continuación:

$$W' = W / Q \text{ ----- (4-65)}$$

donde: W' , es el factor relativo de potencias.

Q_c es el calor absorbido por el refrigerante. (W)

este parámetro permite evaluar de una manera más realista, cuál es el refrigerante que puede eliminar la mayor cantidad de calor con un mínimo de consumo de energía eléctrica ó visto de otra forma, cuál sería la eficiencia que se puede alcanzar en un sistema determinado dadas ciertas condiciones.

4.3.2.- EVALUACION EN EL CORAZON DEL REACTOR.

En la sección anterior se mencionaron los parámetros que tienen una mayor influencia sobre el cálculo y la evaluación para la eliminación del calor generado en el reactor. En esta sección, estos parámetros se tratarán de desarrollar con más detalle, a la vez que se evaluarán numéricamente a las condiciones establecidas en el corazón del reactor. Con el fin de obtener datos que puedan ser de utilidad para la comprensión del fenómeno que se estudia.

a) *Factor de fricción.*- Este parámetro es uno de los que mayor atención se les ha dedicado desde hace bastante tiempo, tanto teórica como experimentalmente, no sólo por los ingenieros químicos, sino por todo investigador relacionado con el estudio de la dinámica de los fluidos, ya que no sólo permite evaluar los efectos friccionales a través de un sistema con el flujo de fluidos, (los cuales son extremadamente importantes para el cálculo de la caída de presión), sino que el mismo representa en sí un concepto fundamental para el entendimiento del fenómeno de la transferencia de momentum. En consecuencia la conceptualización y la evaluación de este parámetro en una geometría compleja tal como la que caracteriza al canal de

refrigeración en estudio, toma una importancia suprema para el análisis del sistema de enfriamiento.

El factor de fricción para un conducto, está definido de manera general de la siguiente manera:

$$f = \frac{2 \bar{\tau}_w}{\rho \bar{u}_b^2} \quad \text{-----} \quad (4-66)$$

donde: $\bar{\tau}_w$, es el esfuerzo cortante promedio en la frontera sólida. (N/m²)

el calcular directamente el factor de fricción a partir de esta ecuación se complica demasiado, debido a que la evaluación del esfuerzo cortante sobre la pared no es sencilla, ya que no sólo depende de las condiciones de flujo, sino que también depende de la geometría del canal. Por lo tanto uno de los objetivos que se plantearon los estudiosos sobre este tema, fué el encontrar cuáles eran los factores que estaban más íntimamente relacionados con este parámetro, con el propósito de obtener una forma más directa de evaluar los efectos friccionales. Con base en la evidencia experimental obtenida en el desarrollo de un análisis dimensional, se pudo determinar que el factor de fricción dependía fundamentalmente de dos parámetros adimensionales, el número de Reynolds y la rugosidad relativa de la superficie, con los cuales se pudieron establecer una base para plantear una serie de expresiones en las que se pudieron integrar tanto los conceptos teóricos como la evidencia experimental. (Algunas de éstas son bastante conocidas por los Ingenieros Químicos).

Tomando en cuenta la información básica existente al respecto, se pueden establecer de manera general para el caso que se trata, las expresiones más características para el cálculo del coeficiente de rozamiento; las cuales no sólo serán de

utilidad para el cálculo de dicho parámetro, sino que servirán como patrón de referencia para el análisis del mismo.

Nota: La superficie de la frontera sólida (tanto la pared del canal, como la cubierta de los elementos de combustible) se considerará como técnicamente lisa, es decir que la rugosidad de la superficie se tomará como despreciable.

Entre los primeros estudios concluyentes sobre el factor de fricción, se encuentra el realizado por H. Blassius, a partir del cual se pudo establecer que la velocidad en el canal varía con respecto a la distancia normal a la pared de la siguiente forma $u^+ \propto (y^+)^{1/n}$ (ley de la $(1/n)$ -ésima potencia de Blassius), planteamiento que permitió desarrollar una expresión para el cálculo del factor de fricción. Blassius encontró la siguiente ecuación (ref. 109):

$$f = 0.0791370678 (\text{Re})^{-0.25} \text{ ----- (4-67)}$$

esta expresión es válida para números de Reynolds entre 4×10^3 y 1×10^5 . Otra expresión con estructura similar, es la propuesta por McAdams⁸⁵, en la cual el exponente del número de Reynolds es cambiado, la ecuación queda de la siguiente forma:

$$f = 0.046 (\text{Re})^{-0.2} \text{ ----- (4-68)}$$

la cual es válida para números de Reynolds mayores de 5×10^3 y menores del 2×10^5 .

Dentro de los trabajos netamente empíricos se tiene el realizado por E.C. Koo, en el cual con ayuda de una base extensa de datos experimentales, él pudo obtener una correlación bastante aceptable con un error aproximado de $\pm 5\%$, la expresión es la siguiente (ref. 109):

⁸⁵op.cit. p.163

$$f = 0.0014 + 0.125 (\text{Re})^{-0.32} \text{ ----- (4-69)}$$

siendo válida para números de Reynolds entre 3×10^3 y 3×10^6 .

Por último, una de las expresiones más utilizadas es la desarrollada por L. Prandtl, la cual fue primeramente estudiada por Darcy en 1858 y redescubierta por Von Karmann en 1930. Según el desarrollo de Prandtl, la ecuación queda como sigue (ref. 30):

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = 1.767766953 \ln[\text{Re}\sqrt{f}] - 0.600547152 \text{ ----- (4-70)}$$

la cual se conoce como la Ley Universal de Fricción de Prandtl. Como se puede observar esta ecuación está en forma implícita, lo que da lugar a que su resolución se lleve a cabo mediante un proceso iterativo, generando con esto inconvenientes cuando se simulan ó se diseñan sistemas complicados y/o de tamaño considerable, ya que se obtienen gastos excesivos en el tiempo de cómputo y en consecuencia de dinero, por lo tanto es necesario establecer expresiones explícitas para el factor de fricción; W.N. Selander (ref. 91) conciente de este problema encontró que mediante un método de iteración algebraica se podrían encontrar expresiones explícitas sin menoscabar la exactitud deseada. Aplicando este procedimiento a la ecuación propuesta por Colebrook-White (con rugosidad igual a cero), Selander pudo determinar una expresión adecuada, la ecuación (3-31) la cual se mostró en la apartado (c1) de la secc. 3.4.4. Esta ecuación no sólo evita el problema del cálculo iterativo, sino que proporciona valores con un error mínimo, menores al $\pm 0.1\%$.

Las ecuaciones anteriores, tal y como se estableció en el inicio de su presentación, sólo servirán como un patrón de referencia ó de comparación debido a que son expresiones para una geometría tubular, y como se sabe la geometría que prevalece en el canal de refrigeración dista de ser una geometría regular y si a esto se le agrega que los estudios tanto teóricos como experimentales han encontrado que el tipo y el arreglo

del haz de tubos tienen una fuerte influencia sobre el factor de fricción; en consecuencia se deben establecer las expresiones específicas que consideren las características de la geometría correspondiente, de igual manera como se realizó para el cálculo del número de Nusselt.

Una opción inmediata para reducir las posibles discrepancias de una geometría a otra, es mediante la utilización del concepto ya conocido de diámetro equivalente, en las ecuaciones para geometría regular, lo cual es aceptable en forma general, pero para un canal con haz de tubos, este concepto por sí solo no es suficiente ya que se ha podido determinar que su aplicación de una manera simple, da lugar a subestimaciones ó sobreestimaciones poco convenientes, por lo consiguiente se debe estructurar ó adicionar otra forma de cálculo.

Debido a lo anterior los investigadores en este campo se avocaron a analizar con más detalle la evidencia experimental con que contaban, así como a crear información más realista, para lograr una descripción más congruente del fenómeno y en consecuencia obtener más medios para el cálculo del factor de fricción en tales geometrías. Lo que dió como resultado una amplia gama de trabajos de investigación al respecto.

Con base en el análisis de toda la información que fue posible conseguir, se seleccionaron y en ciertos casos se desarrollaron las expresiones que se cree pueden ser de utilidad para el cálculo del factor de fricción en el sistema que se estudia, las cuales se exponen a continuación.

Tomando en cuenta los datos reportados por R.G. Deissler y M.F. Taylor (ref. 22), fue posible determinar una estructura para calcular el factor de fricción en relación al parámetro de separación y el número de Reynolds, tanto para subcanales rectangulares

como para subcanales triangulares. En el caso de los subcanales rectangulares, la expresión encontrada tiene la siguiente configuración:

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = (a + b \ln Re)(P/D)^2 + (c + d \ln Re)(P/D) + e \ln Re + g \quad \dots (4-71)$$

para valores del parámetro de espaciamiento entre 1 y 1.1 ($1 \leq P/D < 2$) las constantes tienen los siguientes valores:

$a = -10.17854572$	$d = -16.82144948$
$b = 6.586249100$	$e = 12.40496297$
$c = 27.79149508$	$g = -23.32233779$

para valores entre 1.1 y 2 del parámetro de espaciamiento $1 \leq P/D < 2$ se tiene que las constantes son:

$a = 0.615542216$	$d = -9.09595555 \times 10^{-2}$
$b = -7.754472657 \times 10^{-3}$	$e = 1.980169779$
$c = -2.890356315$	$g = -2.633150323$

estos valores permiten que la expresión (4-71) de valores con un error aproximado del $\pm 0.4\%$, con respecto a los valores encontrados por Deissler y Taylor.

En lo que corresponde a los subcanales triangulares, debido al comportamiento poco regular del factor de fricción en relación al parámetro de espaciamiento, no fue posible en primera instancia encontrar una expresión que describiera en forma global dicho comportamiento, lo cual dió lugar a estudiar el comportamiento y establecer expresiones por intervalos, es decir para cada valor de (P/D). Pero debido a que esta situación es poco práctica, se volvió a revisar y analizar la información hasta que se logró *determinar el mínimo de expresiones necesarias para describir la variación del factor de*

fricción con respecto al parámetro de espaciamento y el número de Reynolds. Para valores de (P/D) menores de 1.1, el factor de fricción se puede calcular mediante la expresión (4-71) donde los valores de las constantes se muestran en la siguiente serie de datos:

para $1 \leq P/D \leq 1.02$ $a = 123.8277018$ $c = -257.2255835$ $g = 128.2950932$

para $1.02 < P/D \leq 1.1$ $a = -439.8488576$ $c = 937.7690576$ $g = -504.1503240$

las otras constantes son válidas en todo el rango ($1 \leq P/D \leq 1.1$) y sus valores son:

$$b = 81.25303449$$

$$d = -175.3339113$$

$$e = 96.287273$$

con estos valores la ecuación (4-71) da un error aproximado del $\pm 2\%$.

Cuando el parámetro de espaciamento es mayor a 1.1 y menor a 2, el factor de fricción para subcanales triangulares se puede obtener mediante la siguiente expresión:

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = a(P/D)^b + c(P/D)^d \ln(Re) \quad \text{-----} \quad (4-72)$$

donde: $a = -4.725478313$

$$b = 0.211149278$$

$$c = 1.735355527$$

$$d = -0.02184404104$$

la cual tiene un error aproximado de $\pm 0.5\%$. Las dos últimas expresiones son válidas para números de Reynolds entre 1×10^4 y 1×10^6 .

De acuerdo a los trabajos presentados por M. Kh. Ibragimov, el factor de fricción para geometrías no circulares, se puede calcular mediante una serie de ecuaciones (ref. 50), las cuales se muestran a continuación:

$$\frac{f}{f_c} = (0.58 + 0.42 \text{EXP}[-0.021K^3]) (1 + 0.1(B+1)^{1/2}) \quad \text{--- (4-73)}$$

$$K = \frac{y_{max} - y_{min}}{y_w} \left(\frac{A}{y_w^2} \right)^{0.25} \quad \text{----- (4-74)}$$

$$B = \pm \frac{y_w}{R} \quad \text{----- (4-75)}$$

$$y_w = \sqrt{y_{max}(y_{min})} \quad \text{----- (4-76)}$$

donde: f_c , es un factor de fricción característico ó de referencia, (generalmente se utiliza el de la geometría tubular correspondiente)

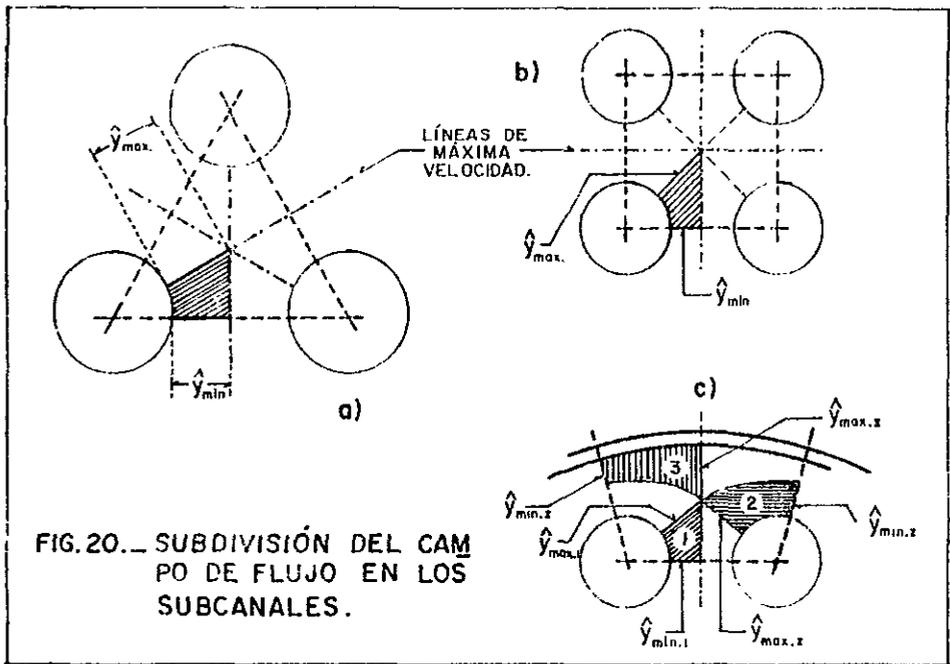
K , es un parámetro geométrico característico del campo de flujo.

y , es la distancia existente entre la frontera sólida y la línea de máxima velocidad. (m) (ver fig 20)

A , es el área de flujo en el canal. (m²)

B , es un parámetro geométrico relacionado a la curvatura de la frontera sólida; (+) para una superficie convexa, (-) para una superficie cóncava.

R , es el radio de curvatura de la frontera sólida. (m)



esta expresión es muy interesante ya que permite relacionar el campo de flujo con la estructura (canal) que lo contiene, lo cual es de mucha utilidad para el análisis de la transferencia de momentum en cualquier geometría. Pero tiene el inconveniente para geometrías con haz de tubos el de no considerar en forma directa el tipo y la forma del arreglo.

Otro trabajo de gran importancia al respecto fué el realizado por V.J. Subbotin et. al. en el cual no sólo se obtuvo una expresión en relación a las dimensiones del arreglo (parámetro de espaciamiento) y el tipo (subcanal triangular) del mismo, sino que se llevó a cabo una medición rigurosa del esfuerzo cortante local (lo cual no se había llevado a cabo hasta entonces), dando una mayor validez a los resultados encontrados y a la ecuación desarrollada, esta expresión es la siguiente (ref. 50):

$$\frac{f}{f_c} = 0.57 + (P/D) \left(1 - \text{EXP} - 112 \left(\left(\frac{P}{D} \right) - 1 \right) \right) \left(0.434294 \ln [P/D] \right)^{(0.27 P/D)} \quad \dots \quad (4-77)$$

la cual es válida para el rango de $1 \leq P/D \leq 1.2$

Entre los trabajos más completos acerca del estudio del factor de fricción en haz de tubos se encuentra el realizado por K. Rehme (ref. 75), donde no sólo se propone un método sencillo para la evaluación adecuada del factor de fricción (en el cual se consideran tanto las dimensiones y el tipo de subcanal, como la interrelación entre los subcanales) sino que se revisa su aplicación a una amplia serie de geometrías.

Con base en el modelo propuesto por Maubach (canal con n canales internos), Rehme logró desarrollar la siguiente expresión:

$$\sqrt{\frac{2}{f}} = A^* \left[2.5 \ln \left[\text{Re} \sqrt{\frac{2}{f}} \right] + 5.5 \right] - G^* \quad \dots \dots \dots (4-78)$$

donde A^* y G^* son los parámetros geométricos turbulentos característicos para cada canal, los cuales se pueden calcular mediante su relación con el factor geométrico laminar (tal como se verá más adelante) ó por las siguientes expresiones:

$$A^* = \sum_{i=1}^n \sqrt{\frac{De_i}{De_T} \left(\frac{A_i}{A_T} \right)} \quad \dots \dots \dots (4-79)$$

$$G^* = \sum_{i=1}^n \left\{ 2.5 \ln \left[\frac{1}{2} \left(\frac{De_i}{De_T} \right)^{1/2} \right] - G_i \right\} \left\{ \sqrt{\frac{De_i}{De_T} \left(\frac{A_i}{A_T} \right)} \right\} \quad \dots \dots (4-80)$$

donde: De_i , es el diámetro equivalente del subcanal. (m)

De_T , es el diámetro equivalente del canal completo. (m)

A_i , es el área de flujo del subcanal. (m²)

A_T , es el área de flujo del canal completo. (m^2)

G_i , es el parámetro geométrico para un canal tubular en condiciones de flujo turbulento. (según Maubach $G_i = 3.966$)

Como se puede observar, los parámetros A^* y G^* , sólo dependen de las dimensiones geométricas del canal; Rehme, conciente de esta característica pensó que esos parámetros podrían estar relacionados de alguna forma al factor geométrico laminar (K) correspondiente (el cual es conocido para una amplia gama de geometrías⁸⁶, ya que tanto el factor laminar como los parámetros turbulentos tienen características similares, es decir ambos son independientes de las condiciones de flujo (no dependen del número de Reynolds) y ambos caracterizan al mismo canal. Por lo tanto, es muy probable que tengan una relación muy cercana.

En el trabajo realizado por Rehme (ref. 75) se encontró que esta relación era posible ($A^* = f(K)$ y $G^* = f(K)$) y se podría evaluar mediante unas gráficas (figs. 3 y 5 de la ref. 75) una vez determinado el factor laminar.

Aquí se pensó que esa forma de cálculo era poco práctica, ya que se necesita tener físicamente la gráfica, además de ser una buena reproducción, lo cual no siempre es posible, por lo tanto en este estudio se buscó desarrollar expresiones analíticas que permitieron calcular dichos parámetros de una manera más directa y sencilla. Con ayuda de la fig. 5 de la ref. 75 y de la fig. 7 de la ref. 24 se encontraron las expresiones siguientes:

$$A^* = 1.914810670 - 0.220559855 \ln(K) \quad \text{-----} \quad (4-81)$$

$$G^* = 0.888216241 + 1.181915893 \ln(K) \quad \text{-----} \quad (4-82)$$

⁸⁶En caso de no conocerse, la determinación de dicho parámetro sería relativamente sencilla

las cuales tienen un error aproximado del 2% con respecto a la información utilizada; el parámetro geométrico laminar para un haz de tubos (asumiendo que la distribución de la presión es uniforme através de la sección transversal) se puede calcular mediante la siguiente expresión:

$$\frac{1}{K} = \sum_{i=1}^n \frac{1}{K_i} \left(\frac{A_i}{A} \right)^2 \left(\frac{Ph_i}{Ph} \right)^2 \quad \text{----- (4-83)}$$

donde: K_i , es el parámetro geométrico laminar para el subcanal correspondiente

Ph_i , es el perímetro húmedo del subcanal. (m)

Ph , es el perímetro húmedo del canal (m)

El parámetro laminar K_i , puede ser calculado en función de los parámetros de separación (P/D y E/D) del haz de tubos, tanto los subcanales externos, mediante las figs. 3 y 4 de la ref. 24 ó por medio de las siguientes expresiones:

- Subcanal triangular

$$K_i = 39.97043006 + 335.0656688 \ln (P/D) \quad \text{----- (4-84)}$$

válida en el rango $1 \leq P/D < 1.2$, con un error del $\pm 2\%$

$$K_i = 15.00952381 + 71.47252690 (P/D) \quad \text{----- (4-85)}$$

válida en el rango $1.2 \leq P/D \leq 2.2$, con un error menor al $\pm 1\%$.

- Subcanal rectangular

$$K_i = 31.33156842 + 237.0881962 \ln (P/D) \quad \text{----- (4-86)}$$

válida en el rango $1 \leq P/D < 1.4$, con un error de $\pm 4\%$

$$K_i = 85.692308 (P/D) - 10.276925 \text{ ----- (4-87)}$$

válida en el rango $1.4 \leq P/D \leq 2.2$, con un error de $\pm 4\%$

Para los subcanales externos no fue posible obtener una expresión analítica, debido a la complejidad de la gráfica correspondiente, por lo tanto para encontrar K_i se necesita consultar la fig. 4 de la ref. 24.

Nota: Si el valor del parámetro laminar es menor a 64 ($K \leq 64$), los parámetros A^* y G^* , se calculan por las ecuaciones (4-81) y (4-82), pero si el valor es mayor a 64 ($K > 64$), entonces G^* se calcula por la ecuación (4-82) y A^* se determina como constante e igual a 1.

Para finalizar con las ecuaciones del factor de fricción en condiciones isotérmicas, se propone una expresión para los subcanales rectangulares, la cual fue desarrollada con base en los datos presentados por J.D. Hooper en el reporte AAEC/E-351 (ref. 34), la expresión es la siguiente:

$$\left(\frac{f}{f_c} \right) = a + b \ln (P/D) \text{ ----- (4-88)}$$

donde, $a = 0.76760547$ y $b = 1.46604126$ para valores de P/D entre 1 y 1.4 ($1 \leq P/D \leq 1.4$), para valores del parámetro de espaciamiento entre 1.4 y 2 ($1.4 < P/D \leq 2$), $a = 1.163302691$ y $b = 0.3415441115$; los cuales dan resultados con un error aproximado del $\pm 2\%$.

En los casos en que las condiciones de flujo en el canal no sean isotérmicas, es decir cuando el líquido que fluye a través del canal se enfría ó se calienta (tal como sucede en el canal de refrigeración), el factor de fricción sufre variaciones debido a la diferencia de temperaturas entre la frontera sólida y el líquido en circulación; por lo cual dichas variaciones se deben cuantificar no sólo para determinar un valor numérico sino para entender el comportamiento real del parámetro en cuestión.

Una forma de considerar lo anterior, es la de multiplicar el factor de fricción isotérmico por un factor de corrección, en el cual se consideren las posibles variaciones en las propiedades del flujo a través de la capa límite, tal y como se hizo para el cálculo del número de Nusselt, en secciones anteriores.

De la información consultada con respecto a este tipo de expresiones se puede establecer lo siguiente: Tanto R.H Perry como W.H. McAdams sugieren utilizar la correlación propuesta por Sieder y Tate, la que da lugar a la siguiente expresión (ref. 109):

$$\frac{f_{\Delta T}}{f} = \left(\frac{\mu_w}{\mu_b} \right)^{0.14} \quad \text{-----} \quad (4-89)$$

donde: $f_{\Delta T}$, es el factor de fricción en condiciones no isotérmicas.

f , es el factor de fricción en condiciones isotérmicas.

μ_w , es la viscosidad a la temperatura de la pared (Pa·s)

μ_b , es la viscosidad a la temperatura del líquido. (Pa·s)

M.S. Peters⁸⁷ y K..D. Timmerhaus, en su libro *Çplant Design & Economics for Chemical EngineersÇ* propone una expresión similar a la anterior, pero con cierta modificación, ya que utiliza además un factor multiplicativo, corrigiendo la expresión (4-89) de la siguiente forma:

$$\frac{f_{\Delta T}}{f} = 0.9263624082 \left(\frac{\mu_w}{\mu_b} \right)^{0.14} \text{ ----- (4-90)}$$

Otra ecuación que también se utiliza con frecuencia, la cual se basa en el mismo concepto de un factor de corrección, es la propuesta por L.Tong, (ref. 24):

$$\frac{f_{\Delta T}}{f} = \left(\frac{\mu_w}{\mu_b} \right)^{0.6} \text{ ----- (4-91)}$$

Pese a que las expresiones anteriores han proporcionado una forma sencilla y aceptable de considerar la variación del factor de fricción, se ha buscado desarrollar el estudio de este parámetro con el fin de obtener expresiones que describan mas al fenómeno, en relación a parámetros más característicos del mismo, como serían el flux de calor ó el número de Reynolds. Con base en este tipo de enfoque se tiene lo siguiente: De los estudios realizados para reactores con agua presurizada, por H. Esselman et. al., se seleccionó la siguiente expresión

$$\frac{f_{\Delta T}}{f} = 1 - 0.003492 \left(\frac{q}{\bar{h}} \right) \text{ ----- (4-92)}$$

donde: q , es el flux de calor en el canal. (W/m^2)

\bar{h} , es el coeficiente de transferencia de calor promedio en el canal.
($W/m^2 \cdot K$)

⁸⁷op. cit. p. 513

Otra expresión de este tipo es la propuesta por J Lafay, la cual representa una de las mejoras más importantes que se han realizado en este campo, ya que considera no sólo la variación de las propiedades a través de la capa límite, sino las condiciones de flujo en las que se establecen. La expresión es la siguiente (ref. 24)

$$\frac{f_M}{f} = 1 - 0.21714724 \lambda (1 + \omega)^{\lambda} \ln[1 + \omega] \quad \text{-----} \quad (4-93)$$

donde
$$\omega = \left(\frac{H_b}{H_w} - 1 \right) \left(\frac{H_b}{H_w} \right)^{0.17} \quad \text{-----} \quad (4-94)$$

$$\lambda = 0.17 - 2 \times 10^{-6} (\text{Re}) + 1800 (\text{Re})^{-1} \quad \text{-----} \quad (4-95)$$

la cual es válida para condiciones normales de operación, en las que no hay ebullición.

Siguiendo con el propósito planteado en la introducción de esta sección, las expresiones seleccionadas se aplicaron a las condiciones de análisis preestablecidas, tal y como se ha venido haciendo en evaluaciones anteriores, tanto para el caso isotérmico como para el caso no-isotérmico.

Las ecuaciones isotérmicas se probaron con los dos refrigerantes, el HB-40 y el Santowax-R (ver tablas 15 y 16); las ecuaciones no-isotérmicas sólo se aplicaron al refrigerante base (HB-40) (ver tabla 17). Estas últimas no se aplicaron al Santowax-R debido a que ese tipo de expresiones, como se pudo observar, se basan esencialmente en la modificación del valor del factor de fricción isotérmico en función de una relación de propiedades físicas, y ya que las propiedades físicas de ambos refrigerantes presentan un comportamiento similar, la corrección sería parecida para ambos, por lo tanto se creyó innecesario generar información, la cual no tendría en realidad nada que aportar.



	subcanal triangular.	subcanal rectangular.	subcanal externo.	factor de fricción ponderado.	canal entero.
ec.(4-67)	4.894046×10^{-3}	4.176721×10^{-3}	4.101532×10^{-3}	4.433575×10^{-3}	4.194560×10^{-3}
ec.(4-68)	4.963507×10^{-3}	4.372426×10^{-3}	4.309343×10^{-3}	4.583625×10^{-3}	4.387360×10^{-3}
ec.(4-69)	4.946167×10^{-3}	4.295033×10^{-3}	4.228493×10^{-3}	4.528871×10^{-3}	4.310870×10^{-3}
ec.(4-70)	4.843874×10^{-3}	4.233132×10^{-3}	4.170357×10^{-3}	4.452319×10^{-3}	4.248057×10^{-3}
ec.(3-31)	4.880541×10^{-3}	4.272105×10^{-3}	4.20946×10^{-3}	4.490421×10^{-3}	4.28699×10^{-3}
ec.(4-71)	4.460295×10^{-3}	3.077918×10^{-3}	—	—	—
ec.(4-73)	4.159544×10^{-3}	2.784737×10^{-3}	4.334766×10^{-3}	3.954671×10^{-3}	—
ec.(4-77)	4.557213×10^{-3}	3.989085×10^{-3}	3.93059×10^{-3}	4.192938×10^{-3}	4.002991×10^{-3}
ec.(4-78)	4.936840×10^{-3}	4.309571×10^{-3}	4.245153×10^{-3}	—	4.414415×10^{-3}
ec. ^(a) (4-78)	4.742714×10^{-3}	3.549623×10^{-3}	4.143995×10^{-3}	—	3.700005×10^{-3}
ec.(4-88)	—	3.624712×10^{-3}	—	—	—

TABLA 15._ COMPARACIÓN DE LAS ECUACIONES SELECCIONADAS PARA EL CÁLCULO DEL FACTOR DE FRICCIÓN. (HB-40)

	subcanal triangular.	subcanal rectangular.	subcanal externo.	factor de fricción ponderado.	canal entero.
ec.(4-67)	4.672508×10^{-3}	3.987654×10^{-3}	3.915868×10^{-3}	4.232881×10^{-3}	4.004686×10^{-3}
ec.(4-68)	4.782932×10^{-3}	4.213356×10^{-3}	4.152567×10^{-3}	4.416871×10^{-3}	4.227746×10^{-3}
ec.(4-69)	4.742014×10^{-3}	4.128365×10^{-3}	4.065656×10^{-3}	4.348741×10^{-3}	4.143290×10^{-3}
ec.(4-70)	4.652843×10^{-3}	4.075689×10^{-3}	4.016254×10^{-3}	4.282776×10^{-3}	4.089817×10^{-3}
ec.(3-31)	4.690435×10^{-3}	4.114950×10^{-3}	4.055595×10^{-3}	4.321402×10^{-3}	4.129057×10^{-3}
ec.(4-71)	4.274672×10^{-3}	2.956105×10^{-3}	—	—	—
ec.(4-73)	3.997522×10^{-3}	2.682297×10^{-3}	4.176321×10^{-3}	3.805997×10^{-3}	—
ec.(4-77)	4.379701×10^{-3}	3.842341×10^{-3}	3.786919×10^{-3}	4.035116×10^{-3}	3.855514×10^{-3}
ec.(4-78)	4.740537×10^{-3}	4.148028×10^{-3}	4.087067×10^{-3}	—	4.248667×10^{-3}
ec. ^(a) (4-78)	4.554545×10^{-3}	3.419072×10^{-3}	3.989724×10^{-3}	—	3.563161×10^{-3}
ec.(4-88)	—	3.491372×10^{-3}	—	—	—

TABLA 16._ COMPARACIÓN DE LAS ECUACIONES SELECCIONADAS PARA EL CÁLCULO DEL FACTOR DE FRICCIÓN. (SANTOWAX-R)

NOTAS: a) El cálculo de los parámetros geométricos turbulentos se realizó por medio de las ecuaciones(4-81) y (4-82).

subcanal:	TRIANGULAR.	RECTANGULAR.	EXTERNO.	CANAL ENTERO.
ec. (4-78) ¹	4.742714×10^{-3}	3.549623×10^{-3}	4.143995×10^{-3}	3.700005×10^{-3}
ec. (4-89)	4.497541×10^{-3}	3.347687×10^{-3}	3.905375×10^{-3}	3.496096×10^{-3}
ec. (4-90)	4.409354×10^{-3}	3.282046×10^{-3}	3.828799×10^{-3}	3.427546×10^{-3}
ec. (4-91)	3.777751×10^{-3}	2.761627×10^{-3}	3.213914×10^{-3}	2.901969×10^{-3}
ec. (4-92)	3.750793×10^{-3}	2.720465×10^{-3}	3.163602×10^{-3}	2.839039×10^{-3}
ec. (4-93)	4.320911×10^{-3}	3.218958×10^{-3}	3.756627×10^{-3}	3.365894×10^{-3}

TABLA 17.- COMPARACIÓN DE LOS VALORES CALCULADOS PARA EL FACTOR DE FRICCIÓN NO-ISOTÉRMICO.

Para comprender mejor los resultados obtenidos en las tablas correspondientes, es conveniente enlistar las condiciones que se establecieron para llevar a cabo el cálculo de estas expresiones; las cuales además permitirán delimitar la aplicabilidad de las mismas. Estas condiciones son las siguientes:

- Las propiedades físicas se calcularon con un contenido de 30% de compuestos con peso molecular alto (HB) en la mezcla refrigerante, y a una temperatura de 355° C.
- En las ecuaciones para los subcanales (individualmente), se utilizó un diámetro equivalente modificado. ($De = 4$ (área de flujo)/perímetro límite⁸⁸).

⁸⁸Líneas que delimitan al subcanal sean frontera sólida ó no.

- Para la resolución del factor de fricción en las expresiones de carácter implícito, se utilizó el método de Newton-Raphson (modificado).
- En la ecuación planteada por Rehme (ecuación 4-78), la determinación de los parámetros geométricos turbulentos, se llevó a cabo tanto por las ecuaciones generales (ecs. (4-79) y (4-80)), como por las ecuaciones relacionadas al factor geométrico laminar (ecs. (4-81) y (4-82)). (Esto fue con el propósito de observar la diferencia que pudiera existir entre ambos procedimientos.)
- El valor que se utilizó para el parámetro de espaciamento (P/D) fué el de 1.056701031.
- La ecuación que se utilizó para el cálculo de factor de fricción característico fué la propuesta por Selander (ec. 3-31). (Debido al carácter explícito y a su porcentaje de error.)
- De los tres valores del factor de fricción que se pueden encontrar para el subcanal externo (ver fig. 20), se determinó seleccionar sólo a uno como el característico del subcanal.
- Para la aplicación de las expresiones no-isotérmicas, se determinó utilizar como factor de fricción base, el valor encontrado a partir de la expresión isotérmica propuesta por Rehme (con base al factor laminar) (ec. 4-78').
- El cálculo de la temperatura sobre la superficie, se llevó a cabo con la ayuda de la expresión (4-54).

- El cálculo del coeficiente de transferencia de calor promedio, se llevó a cabo por medio de la expresión propuesta por Oskay (ec. 4-49).
- Las ecuaciones para geometría tubular se aplicaron a todos los subcanales independientemente, así como al canal entero.
- Las ecuaciones para geometría con haz de tubos se aplicaron a sus respectivos modelos característicos, a excepción de la ecuación de Subbotin, la cual se aplicó, como en el punto anterior. (Esto fué con el propósito de observar qué comportamiento podría presentar una expresión de este tipo).
- Para el análisis del comportamiento del factor de fricción en un haz de tubos, se determinó calcular un valor promedio del factor de fricción en el canal completo⁸⁹, a partir de los valores individuales de los subcanales, el cual pudiera servir como un patrón de referencia

Ahora bien, con base en los resultados obtenidos (tablas 15 y 16) y tomando en cuenta a la expresión propuesta por Rehme, en relación al factor geometría laminar (ec. 4-78'), como la expresión que predice los valores más cercanos a la realidad, ya que presenta los menores porcentajes de error con respecto a los datos experimentales, tanto para los subcanales en forma individual (triangular $\pm 3\%$, rectangular, alrededor del $\pm 2\%$, externo $\pm 3\%$)⁹⁰ como para los subcanales en forma integrada (canal completo) (ref 75); se pueden establecer las siguientes observaciones para el factor de fricción en condiciones isotérmicas:

⁸⁹En los casos, donde no se establece en forma directa la interrelación de los subcanales entre sí El cálculo es por medio de una media ponderada.

⁹⁰Los cuales se probaron personalmente, a partir de los datos experimentales reportados en las refs. correspondientes, para el subcanal triangular ref (50), para el subcanal externo las refs (76) y (77), para el subcanal rectangular no fue posible verificar directamente el error.

- Las ecuaciones para una geometría tubular producen una sobreestimación del factor de fricción. Para el canal completo la sobreestimación es del 16%, con respecto al canal triangular es del orden del 3%, para el caso del subcanal rectangular es del 20% y para el subcanal externo anda por el 2%.
- Las ecuaciones para una geometría con haz de tubos, presentan una amplia variación. Como pueden sobreestimar en un 21% el valor del factor de fricción, también lo pueden subestimar en el mismo orden.
- Las ecuaciones que presentan el menor porcentaje de error para el subcanal triangular son: con respecto a la geometría tubular, la expresión desarrollada por Prandtl (ec. 4-70) con una diferencia del 2%; con respecto a la geometría con haz de tubos, la propuesta por Subbotin (ec. 4-77) con un error de -4%.
- Las ecuaciones que presentan el menor porcentaje de error para el subcanal rectangular son: con respecto a la geometría tubular, la encontrada por Blassius (ec. 4-67) con un error del 18%; con respecto a la geometría con haz de tubos, la que se desarrolló con base al trabajo de Hooper (ec. 4-88) con un error del +2%.
- Las ecuaciones que presentan el menor porcentaje para el subcanal externo son: la de Prandtl, en relación a la geometría tubular, con una diferencia menor al 1% y la propuesta por Ibragimov (ec. 4-73) con un error de +5% con respecto a la geometría con haz de tubos.

- Para el canal entero, las ecuaciones que registran el menor porcentaje de error son: la de Blassius, con un error del 13%, para una geometría tubular y la de Sobbotin, en relación a un haz de tubos, con un error del +8%:
- El valor del factor de fricción para el canal completo, considerando al canal como un todo mediante el diámetro equivalente total, resulta entre los valores de los subcanales triangular y rectangular
- En los subcanales triangular y externo, se registraron los menores porcentajes de error, tanto en las expresiones para geometría tubular como en las expresiones para haz de tubos.
- El factor de fricción a través del canal, en la dirección radial, presenta variaciones, según los valores encontrados por la ecuación de Rehme (ec. 4-78'); el valor del factor de fricción disminuye del subcanal triangular al subcanal rectangular en un 25% y de este último al subcanal externo aumenta, el factor de fricción en un 17%.
- Las ecuaciones para geometría tubular no presentan el comportamiento anterior, éstas generan una disminución continua. Del subcanal triangular al rectangular es del 12% y del subcanal rectangular al externo es del 2%.
- Las ecuaciones que presentan el menor porcentaje para el subcanal externo son: la de Prandtl, en relación a la geometría tubular, con una diferencia menor al 1% y la propuesta por Ibragimov (ec-4-73) con un error de +5% con respecto a la geometría con haz de tubos.

- Para el canal entero, las ecuaciones que registran el menor porcentaje de error son: la de Blassius, con un error del 13%, para una geometría tubular y la de Subbotin, en relación a un haz de tubos, con un error del +8%.
- El valor del factor de fricción para el canal completo, considerando al canal como un todo mediante el diámetro equivalente total, resulta entre los valores de los subcanales triangular y rectangular.
- En los subcanales triangular y externo, se registraron los menores porcentajes de error, tanto en las expresiones para geometría tubular como en las expresiones para haz de tubos.
- El factor de fricción a través del canal, en la dirección radial, presenta variaciones, según los valores encontrados por la ecuación de Rehme (ec. 4-78'); el valor del factor de fricción disminuye del subcanal triangular al subcanal rectangular en un 25% y de este último al subcanal externo aumenta, el factor de fricción en un 17%.
- Las ecuaciones para geometría tubular no presentan el comportamiento anterior, éstas generan una disminución continua. Del subcanal triangular al rectangular es del 12% y del subcanal rectangular al externo es del 2%.
- Las expresiones para geometría con haz de tubos sí presentan el comportamiento mencionado dos puntos atrás, a excepción de la ecuación propuesta por Subbotin y la planteada por Rehme sin modificar.
- La expresión propuesta por Rehme (4-78) presenta un comportamiento similar a las ecuaciones para geometría tubular.

- De los tres valores encontrados para el factor de fricción en el subcanal externo (zona (1) $f_1 = 2.781416 \times 10^{-3}$, zona (2) $f_2 = 4.334760 \times 10^{-3}$ y zona (3) $f_3 = 3.273320 \times 10^{-3}$) el valor seleccionado (zona 2) presenta un error del +5%. (La selección se realizó con base a la ecuación (4-66) y a los puntos relevantes encontrados a través del análisis de los resultados presentados por Hooper y Rehme en el reporte KfK-3467 (ref. 36))
- La diferencia entre el factor de fricción ponderado y el factor de fricción para el canal completo, para la misma ecuación es del orden del +5%.
- La diferencia entre el factor de fricción ponderado y el valor calculado por la ecuación (4-78) (sin modificar) para el canal completo, es del 2%, en cambio con respecto al valor real esperado (4-78') la diferencia es del 22%.
- El factor de fricción ponderado calculado a partir de la ecuación propuesta por Ibragimov presenta una diferencia del +7% con respecto a la ecuación (4-78').
- Las observaciones planteadas anteriormente son válidas tanto para el HB-40 como para el Santowax-R.

Ahora si se considera, al factor de fricción encontrado por la ecuación de Rehme (4-78') como el punto de referencia ideal, y a la ecuación propuesta por Lafay como el mejor modificador para el caso en condiciones no-isotérmicas, de la tabla 17, se puede establecer lo siguiente:

- Las expresiones predicen una reducción ó disminución en el valor del factor de fricción; la propuesta por Perry y McAdams (ec. 4-89) lo hace en un 6%,

la de Peters y Timmerhaus (ec. 4-90) en un 8%, la propuesta por Tong (ec. 4-91) en un 22%, la de Esselman (ec. 4-92) en un 23% y la propuesta por Lafay (ec. 4-93) en un 9%.

- En relación al valor real esperado, (ec. 4-93), la ecuación de Perry y McAdams presenta un error del +4%, y la ecuación propuesta por Peters y Timmerhaus también sobreestima el valor, sólo que en menor porcentaje (2%), en cambio las ecuaciones propuestas por Tong y Esselman subestiman al factor de fricción, en un 14% y en un 15% respectivamente.

Nota: Aunque no se presentan los resultados correspondientes, es conveniente saber que el factor de fricción sufre una disminución a través del reactor, en la dirección axial, del orden del 9%, y que la diferencia que presenta el valor promedio del factor de fricción, con respecto de los valores del mismo a la entrada del canal y a la salida del mismo, es de un $\pm 5\%$.

Con base en las observaciones presentadas, se pueden establecer algunas conclusiones de tipo general; las cuales pueden ser de utilidad no sólo para resumir las principales características del factor de fricción en un haz de tubos, sino para integrar de una forma adecuada y ordenada los resultados que se han de utilizar en secciones subsiguientes. Las conclusiones de mayor interés son:

- El factor de fricción para canales con sección transversal no-regular depende en gran medida de la forma geométrica del canal; por lo tanto las expresiones de cálculo para el factor de fricción en un canal con haz de tubos, deben considerar forzosamente de manera directa ó indirecta la geometría específica del canal ó subcanal, según sea el caso.

- El factor de fricción para un canal completo (canal formado por un conjunto de subcanales) está determinado no sólo por la geometría y las condiciones de flujo, que se establecen para cada uno de los subcanales que lo conforman, sino además por la relación que existe entre ellos. Es decir que el factor de fricción en un canal con haz de tubos no depende sólo del tipo de arreglo ó de la forma del subcanal ó del número de Reynolds característico, sino que también depende de las condiciones ó características que se originan por la influencia que ejercen los subcanales entre sí (efecto multicanal); por lo tanto las expresiones de cálculo deben considerar de alguna forma esta interacción ó interrelación, para describir lo mejor posible el fenómeno. (p. ej. la ecuación modificada (ec 4-78') de Rehme, lo realiza por medio de la expresión (4-83)).
- El valor promedio ponderado del factor de fricción para un canal completo, con base en los valores individuales de los subcanales que lo conforman, no permite describir el comportamiento real del factor de fricción en dicho canal; por lo tanto se debe restringir la utilización de este concepto para el análisis del factor de fricción en un haz de tubos, ya que conduce a estimaciones erróneas. (Esta conclusión se debe tomar con reserva. Debido a que la utilización de este concepto (valor Promedio) no es en sí el que da origen a la discrepancia, sino que es la forma ó definición de cómo obtenerlo).
- El concepto de diámetro equivalente total permite modificar de manera favorable el valor calculado del factor de fricción para un canal completo (geometría no-tubular), pero aún por sí solo no permite describir el comportamiento real del factor de fricción en el canal; por lo tanto las

expresiones de cálculo con base a una geometría tubular (expresiones que utilizan al diámetro equivalente como único parámetro de relación entre una geometría compleja y una geometría tubular) no se deben aplicar a canales con haz de tubos, ya que el concepto de diámetro equivalente no compensa la estructura errónea de las expresiones de este tipo.

- El factor de fricción para subcanales analizados de manera individual, ya sea fuera de un contexto real ó en una situación donde la influencia de los factores adyacentes sea mínima, (arreglo infinito), es decir donde el efecto *multicanal* no exista, puede ser calculado por la expresión que presente el menor porcentaje de error, ya sea por una expresión para geometría tubular ó por una para haz de tubos. (Aunque se recomienda utilizar las expresiones para geometrías con haz de tubos.)
- Las expresiones que se desarrollaron para los subcanales con una geometría específica, no se deben generalizar, es decir no se deben aplicar a subcanales con otro tipo de geometría, ni mucho menos a un canal con varios subcanales heterogéneos.
- El factor de fricción para un canal donde se presenta la transferencia de calor de la frontera sólida hacia el líquido (refrigeración) (caso no-isotérmico) es menor al valor que se encuentra en el mismo canal donde sólo se lleva a cabo la transferencia de momentum (caso isotérmico); por lo tanto las expresiones para condiciones isotérmicas no se deben utilizar tal cuales, para procesos donde se hace patente la transferencia de calor.

Como se puede observar, las conclusiones, tal como se planteó al inicio, son muy generales, pero pese a esto se cree que engloban lo más relevante de lo tratado en este

apartado. (Se pudieron haber planteado conclusiones particulares interesantes, pero por razones de interés general y de espacio no fué posible.)

Ya para terminar con este apartado es oportuno aclarar algunas situaciones fundamentales que se plantearon para el desarrollo de las expresiones de cálculo; esto es con el fin de integrar de una forma más conveniente la información que se tiene alrededor del fenómeno, lo que permitirá un mejor manejo de las expresiones de cálculo seleccionadas, así como el de evitar el surgimiento de dudas que pudieran afectar la comprensión del parámetro que se analiza.

En primer lugar se tiene lo relacionado con la rugosidad de la superficie, la cual se consideró como despreciable; consideración que tenía como propósito, el lograr una mayor aplicabilidad de las ecuaciones existentes, así como el de evitar el manejo de expresiones en cierta forma más complejas. Pero como se sabe en la práctica común son pocos los procesos en los que se tiene esta característica, por lo general en la mayoría de los casos se debe considerar forzosamente el efecto de la rugosidad.

En el sistema (canal de refrigeración con elementos de combustible) que se estudia, se consideró que el efecto de la rugosidad no era necesariamente aplicable, ya que el criterio que determina el régimen de flujo con respecto a la rugosidad $(eu^*/\nu)^{91}$, para las condiciones de operación del canal y para una rugosidad característica ($e = 0.00001$ m) de una superficie técnicamente lisa (limpia), ver fig. 21a, permite situar al fenómeno $(eu^*/\nu = 7.264558)$, muy cerca del límite del régimen hidráulicamente liso $0 < eu^*/\nu < 5$; el cual si bien es cierto que se encuentra fuera del intervalo correspondiente, también se puede observar que la diferencia es mínima, lo que permite suponer que aún

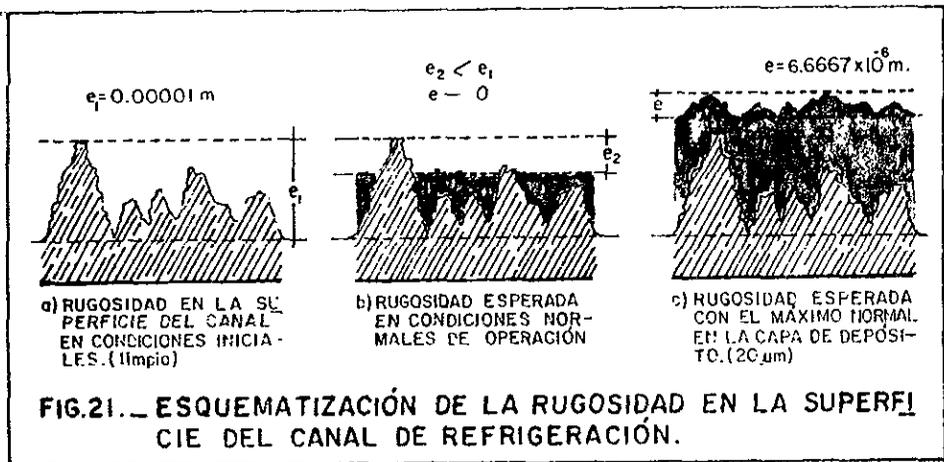
⁹¹ e , es la profundidad de rugosidad media en la superficie. (m)

u^* , es la velocidad de fricción. (m/s)

ν , es la viscosidad cinemática del refrigerante (m^2/s)

el efecto de la rugosidad no es predominante, en consecuencia el fenómeno se puede considerar aún con características del régimen hidráulicamente liso, y si a esto se le agrega que en condiciones normales de operación se presenta la formación de una capa de depósito sobre la superficie, se puede establecer que la suposición sobre la rugosidad no es tan ficticia. Esto se debe a que la formación de la capa de depósito, pese a lo que se pudiera pensar, presenta un efecto favorable sobre el fenómeno, ya que la formación de esa capa permite reducir la rugosidad de la superficie (ver fig. 21b), pudiendo llegar hasta el punto de eliminarla totalmente. Por otro lado, en el caso de que esta capa alcanzara dimensiones de consideración (espesor máximo $20 \mu\text{m}$), en el cual se pudiera pensar (de manera muy pesimista) que dicha formación pudiera generar una rugosidad apreciable en la superficie del canal (se podría estimar en un tercio del espesor, aproximadamente) (ver fig.21c), lo cual es poco probable, debido a que la evidencia experimental ha demostrado que la distribución de la capa de depósito es muy uniforme; pero en dado caso que se alcanzara esta situación, aún así el fenómeno se podría considerar como hidráulicamente liso, debido a que el parámetro adimensional $(eu^*/\gamma = 4.843039)$, se encuentra dentro de los límites correspondientes.

Por lo tanto la suposición de que la rugosidad sobre la superficie es despreciable ó que su efecto es mínimo, es perfectamente válida, debido a que no está fuera de la realidad. (El análisis aquí descrito, no se debe generalizar a otros procesos, ya que el comportamiento del fenómeno de incrustación, es muy característico del refrigerante y del proceso que aquí se estudia).



Nota: Si se desea ó se requiere evaluar el factor de fricción tomando en consideración la rugosidad de la superficie, se recomienda utilizar la expresión desarrollada por Selander, con base en la ecuación de Colebrook White, en el reporte AECL-6354 (ref. 91) debido a su carácter explícito y a su porcentaje de error (mínimo) ó en su defecto la expresión propuesta en el capítulo Fundamentos de Hidráulica aplicada, del libro de P.G. Romankov (ref. 82) (con iguales características).

En segundo lugar se encuentra, la modificación del diámetro equivalente para los subcanales analizados individualmente; aunque a simple vista parece un cambio de consideración, debido a que se sustituye un parámetro que está bien identificado, el *perímetro húmedo* (porción de la frontera sólida que se humedece por el líquido que fluye), por otro, el *perímetro límite* (el cual no se relaciona en primera instancia al diámetro equivalente), en realidad dicha modificación no presenta un cambio sustancial de la *definición del diámetro equivalente* como tal, ya que el *perímetro que limita al subcanal*, (*límite*) se puede considerar como si fuera, en realidad el *húmedo*, donde la frontera ó interfase (si así se le puede denominar) entre los subcanales, se considera como *frontera sólida supuestamente humedecida* (suposición que no está lejos de la realidad, ya que el análisis de la evidencia experimental con que se cuenta, permite considerar que estas fronteras tienen un efecto sobre el flujo parecido al que ejerce una frontera sólida); por lo

tanto se estimó necesario adicionar las dimensiones de las interfases correspondientes al perímetro húmedo original, pero debido a la situación peculiar que se establece con dicha suposición, se creyó más conveniente denominarlo, perímetro limítrofe en lugar de perímetro húmedo, con el propósito de evitar cualquier confusión que pudiera afectar la conceptualización del perímetro húmedo y en consecuencia del propio diámetro equivalente.

Otra situación que se cree importante mencionar, más que aclarar, es la que se refiere a la serie de puntos que sirvieron como criterio para la selección del factor de fricción en el subcanal externo, en relación a los valores encontrados por la ecuación de Ibragimov; los cuales no sólo permitieron determinar el valor característico del subcanal externo, sino que permitieron establecer claramente la dependencia del factor de fricción con respecto a la geometría del canal, así como de determinar en cierta manera la validez del valor encontrado por la ecuación planteada por Rehme (ec. 4-78') con base al factor geométrico laminar, la cual se seleccionó como la expresión que describe en forma más realista al fenómeno.

Los puntos que se plantearon con base a los resultados experimentales reportados en el KfK-3467 (ref.36) son los siguientes:

Error! Bookmark not defined.El área de flujo del subcanal externo, se subdivide en dos zonas características, una corresponde a la suma de las dos zonas marcadas originalmente como 1 y 2 (ver fig. 20), a la que se le denominó zona (1-2) y otra que corresponde totalmente con la zona marcada como 3.

Error! Bookmark not defined.Para la zona (1-2), la relación entre el esfuerzo cortante máximo en la pared y el esfuerzo cortante promedio en la misma, presenta su valor máximo en el punto donde se localiza la línea y máxima de

la zona (línea que es la misma para las zonas 1 y 2, ver fig. 20); por lo tanto, tomando en consideración el planteamiento original, el punto máximo es común para las zonas 1 y 2.

Error! Bookmark not defined. Para las dimensiones del subcanal externo que se tienen en el canal de refrigeración en estudio, la relación entre el esfuerzo cortante máximo y el esfuerzo cortante promedio, en la pared es mayor en la zona (1-2) que en la zona 3.

Por último, se tiene lo de la generación de expresiones analíticas a partir de información gráfica; este procedimiento ya se utilizó en secciones anteriores, pero en esta parte su utilización ya fué evidente, por consiguiente es necesario establecer las características que se tomaron en cuenta para la decisión de aplicar este procedimiento poco ortodoxo.

En principio este procedimiento, hablando estrictamente, no es correcto, ya que la creación de información a partir de información poco confiable, con un porcentaje de error inherente a ella, da como resultado obtener material con un error fuera de lo previsto (supuestamente superior al error original). Pero en este trabajo se pensó que esta aseveración no necesariamente tenía que ser verdad totalmente; si bien es cierto que este método presenta inconvenientes, (tales como el de no contar con una buena reproducción de la gráfica ó el de no tener la seguridad de que la gráfica se realizó adecuadamente), los cuales generalmente no son fáciles de resolver y por consiguiente reducen notablemente la aplicabilidad del mismo, también es cierto que si se logran establecer ciertas condiciones favorables (como sería el de tener una reproducción física aceptable de la gráfica y en dimensiones adecuadas para su manejo, y de una fuente bibliográfica

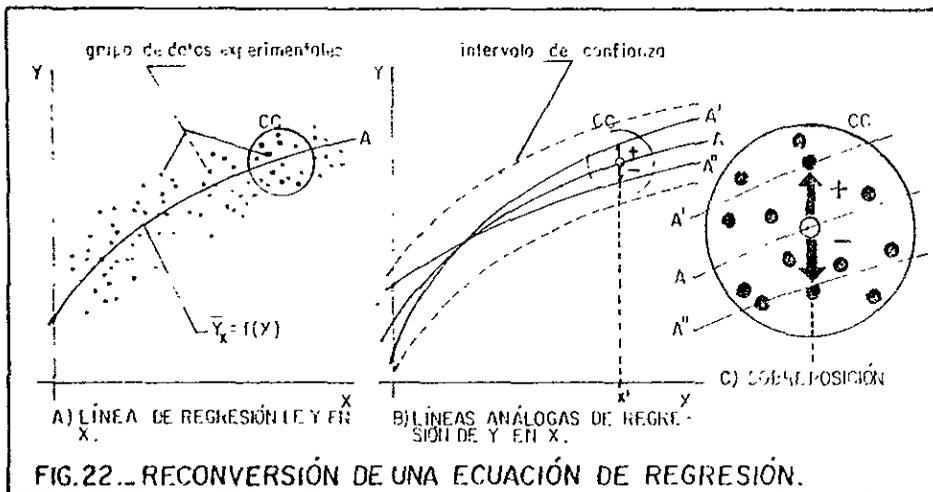
confiable), es posible reducir las fallas propias del método, dando lugar a que el procedimiento pueda ser aplicado sin grandes riesgos de error.

El procedimiento lógico que comúnmente se sigue en la mayoría de los casos, parte de un conjunto de datos experimentales que representan a un fenómeno determinado; los cuales son sometidos a una serie de pruebas y técnicas estadísticas, con el fin de establecer y estimar la dependencia entre las principales variables que lo caracterizan. Este procedimiento (análisis de regresión) permite no sólo analizar el comportamiento del fenómeno en estudio, sino obtener los modelos matemáticos (ecuación de regresión) (ver fig. 22A) que pueden describir el comportamiento esperado del mismo, dentro de un porcentaje de error aceptable (generalmente se marca alrededor de $\pm 10\%$).

Ahora bien, si se parte en el sentido contrario, es decir que en lugar de estudiar y de trabajar a partir de un conjunto de datos experimentales (con los cuales no se cuenta), se hace a partir de la curva de regresión (gráfica), tal vez no se podrá obtener el conjunto original de datos, pero sí será posible obtener una serie de datos ó puntos gráficos (pares ordenados), los cuales pueden ser analizados y vueltos a correlacionar (reconversión), con el propósito de obtener una nueva ecuación de regresión que se aproxime a la estructura original.

Este método ó forma de manejar la información puede dar como resultado tres situaciones perfectamente claras: una de estas situaciones sería, la de obtener una expresión con una dependencia funcional, es decir que el coeficiente de correlación del nuevo análisis de regresión es igual a 1 (el porcentaje de error es igual a 0), lo que sería excelente, ya que se logró obtener la expresión que se encontró originalmente en el trabajo experimental correspondiente; otra situación que se puede presentar sería, la de

obtener expresiones análogas, con un porcentaje de error alrededor del $\pm 10\%$, lo cual también es bastante aceptable, pese a lo que se pudiera pensar, ya que el error generado no da como resultado una multiplicación del error original ó un incongruencia con los datos experimentales, sino que solamente representa una diferencia con respecto a la curva de regresión original, lo que no limita a las nuevas expresiones el describir adecuadamente al fenómeno dentro de los límites de confianza ($-10\% < \text{error} < +10\%$) (ver fig. 22B), (además se podría pensar que estas expresiones serían en cierta manera, más representativas, ya que en ciertos casos darían como resultado valores más cercanos a los datos experimentales verdaderos (ver fig 22C), lo cual es en sí lo que realmente se busca); por último se tendría la situación más pesimista, en la que las



expresiones que se pueden obtener están fuera de los límites de la expresión original ($\pm 10\%$), lo cual como puede suponerse, es inaceptable.

Como se puede observar, sólo una de las tres situaciones posibles, representa una traba para poder aplicar dicho procedimiento, por lo tanto se puede establecer que el método de reconversión es factible de utilizar sin temor alguno, por supuesto, siempre y cuando se logren establecer ó fijar las condiciones que reduzcan los riesgos de error (p. ej. el de tener una reproducción adecuada de la información gráfica). Si a esto último se le agregan las ventajas que se pueden alcanzar a tener expresiones analíticas, en vez de gráficas (p. ej. el poder usar una máquina de cómputo para el cálculo del parámetro), la aplicación de este procedimiento, a través de este análisis es perfectamente válido.

Nota: El método de reconversión, no se debe utilizar indiscriminadamente, debido a que no es un procedimiento que está dentro de los parámetros normales de análisis de uso común, sino que es un procedimiento que sirve como recurso de última instancia, el cual permite analizar cierta información de la cual no se tienen detalles, por consiguiente éste no debe substituir la metodología normal de análisis

b) Caída de presión.- En la introducción de esta sección se planteó la necesidad de evaluar la caída de presión a través del sistema de enfriamiento del reactor, debido a que ésta permite determinar la potencia absorbida por la bomba ó serie de bombas que se necesitan para la circulación del refrigerante; lo cual es fundamental para el análisis de la eficiencia del sistema en cuestión. Por lo tanto se debe plantear ó de buscar la mejor forma para llevar a cabo dicho objetivo.

En principio, la evaluación de la caída de presión se puede realizar de manera *muy sencilla*, mediante la sobresimplificación del sistema de enfriamiento, es decir por medio de la conversión de la estructura real del sistema a una estructura de geometría

tubular, tal como se planteó en la parte introductoria; esta simplificación permite tomar en cuenta sólo parámetros accesibles característicos para una tubería (p ej la longitud total de la tubería, el diámetro de la misma, etc.), así como del refrigerante (p ej viscosidad, densidad, etc.), sin ahondar más en el sistema. Pero en la realidad este planteamiento resulta muy simplista, poco descriptivo y de una utilidad limitada; si bien es cierto que en algunos casos es de gran provecho, principalmente en análisis comparativos extensos, debido a^o que agiliza el cálculo y la adaptación del mismo, en los casos de análisis descriptivos ó de diseño específico, dicho planteamiento resulta inapropiado ó fuera del contexto real, ya que la mayoría de los sistemas están conformados por elementos con condiciones características de diferente género, tal como se establece en el sistema que aquí se analiza (ver figs 2 y 7), lo que da lugar a que el comportamiento del flujo del refrigerante a través del sistema sea bastante heterogéneo a diferencia de lo que resultaría en una geometría tubular. Por lo tanto la evaluación de la caída de presión a través de un sistema complejo no se debe llevar a cabo en forma global, sino que se debe realizar tomando en consideración por separado a cada uno de los elementos que lo conforman, aunque después se integren como un todo; esto último no sólo permite una descripción más realista del sistema, sino que facilita el análisis del mismo, dando lugar a una identificación rápida de cualquier problema que pudiera surgir en el sistema.

Para la zona específica que se estudia en este trabajo, es decir, el corazón del reactor nuclear (canal de refrigeración), la evaluación de la caída de presión debe considerar tres puntos fundamentales, que son los siguientes:

Las pérdidas de presión a la entrada y a la salida del canal de refrigeración.

Las pérdidas de presión a través del ensamble de combustible, sin los elementos estructurales.

Las pérdidas de presión ocasionadas por los elementos estructurales de soporte.

La evaluación del primer punto no representa problema alguno, ya que tales pérdidas se pueden calcular a través de las ecuaciones y coeficientes de cambio súbito de sección, establecidos comúnmente en la literatura correspondiente, en consecuencia la expresión para su cálculo queda de la siguiente manera:

$$\Delta P_{10} = \sum k_i (u_{bi})^2 \rho / 2 \quad \text{-----} \quad (4-96)$$

donde: ΔP_{10} , es la pérdida de presión a la entrada y a la salida del canal de refrigeración. (Pa).

k_i , es el coeficiente de resistencia local, debido al cambio súbito de la sección de flujo (k_c , para la contracción y k_e , para la expansión)

u_{bi} , es la velocidad global del refrigerante, según corresponda. (m/s)

ρ , es la densidad del refrigerante. (kg/m³)

Con respecto al segundo punto, la evaluación no es tan sencilla como en el punto anterior, debido a que se presenta el inconveniente de la heterogeneidad del flujo, situación que da lugar a considerar la distribución de las propiedades a través del área de flujo y la interrelación que existe entre ellas con respecto a las diferentes subáreas de flujo que se forman (subcanales), así como los parámetros que las caracterizan, tales como, el coeficiente de mezclado, la difusividad del eddy transversal, etc.⁹², los cuales no son siempre sencillos de evaluar; por lo tanto el cálculo de la caída de presión se complica ó se hace más elaborado al tener que considerar otros parámetros además de los simplemente relacionados a la fricción (planteamiento que se debe analizar con más

⁹²Ver referencias (4), (12), (35), (53), (73), (83), (88), (89), (105) y (106).

detalle en trabajos subsecuentes). En lo que corresponde a esta parte, si se tiene en cuenta que el objetivo se basa en un enfoque práctico y global, el cálculo de la caída de presión en este tipo de geometría es factible lograrlo con un error mínimo aceptable, pese al inconveniente planteado anteriormente, mediante la transformación a un sistema tubular; lo que permite desarrollar la siguiente expresión para el haz de tubos:

$$\Delta P_r = 4 \left(f \left(L / D_e \right) \bar{u}_k^2 \rho / 2 \right) \text{ ----- (4-97)}$$

- donde: ΔP_r , es la caída de presión a través del haz de tubos. (Pa)
- f , es el factor de fricción correspondiente al haz de tubos. (ver apartado (a))
- D_e , es el diámetro equivalente del haz de tubos (m)
- \bar{u}_k , es la *velocidad global promedio del refrigerante a través del haz de tubos.* (m/s)

La evaluación de los elementos estructurales, es uno de los puntos que mayor importancia han tenido a través de los años para el desarrollo de la tecnología nuclear, tanto para el diseño mecánico de los ensambles de combustible como para el análisis termohidráulico de los mismos. Entre estos elementos los que mayor interés representan en relación al objetivo de este estudio y de por sí en general, son los denominados como espaciadores, debido a que no sólo son de importancia para cubrir el propósito de esta sección (cálculo de ΔP), sino que también lo son para el análisis correcto del desarrollo de la transferencia de momentum a lo largo del ensamble de combustible, tal como se verá más adelante. Estos elementos sirven para mantener las dimensiones adecuadas de los elementos de combustible entre sí, así como del ensamble con respecto a la pared del canal; además son de utilidad para evitar las vibraciones y las deformaciones que pudieran ocurrir durante el proceso. Existe una gran variedad de estos elementos, tanto en forma como en disposición, pero en general se pueden dividir en dos grupos

fundamentales, uno denominado como, espaciadores en espiral, los cuales están extendidos y conectados a todo lo largo del ensamble (ver fig. 9 del Cap. 12 de la ref. 24) y el denominado como espaciadores en rejilla, los cuales están colocados en planos transversales fijos a determinadas distancias uno del otro (ver fig. 1 de la ref. 74). En este trabajo se tratarán los espaciadores del segundo tipo, como se podrá deducir de la fig. 23.

Aunque la esquematización de los espaciadores para el reactor OCR-500, es clara, se cree conveniente que se analicen y se observen los diferentes tipos de espaciadores en rejilla, para poder tener un mejor conocimiento sobre dichos elementos y poder así evaluar correctamente los espaciadores del reactor en estudio. Para este fin se recomienda consultar el artículo de Rehme (ref. 74) y el artículo de G. Trippe (ref. 42 pp. 521-523).

La determinación de las pérdidas de presión ocasionadas por los espaciadores, en primer instancia, se dificulta en gran medida debido a que en general, los procedimientos comúnmente usados se basan en la evidencia experimental, para cada diseño en específico, lo que da como resultado que la determinación de los valores de las pérdidas de presión sea un proceso elaborado y costoso, lo cual sólo es válido en casos de *diseño definitivo*. Algunos investigadores concientes de este inconveniente, han buscado desarrollar expresiones de validez general que permitan obtener valores aproximados, los cuales puedan ser de utilidad para evaluar las pérdidas de presión ocasionadas por estos elementos, no sólo en los casos donde la determinación exacta y precisa no sea necesaria, sino aún en los casos de *diseño específico*, permitiendo ponderar los diferentes tipos de espaciadores antes de avocarse a la experimentación directa.

A.N. de Stouder (ref 99), con base en el planteamiento de flujo alrededor de un cuerpo, propuso la siguiente expresión:

$$\Delta P_s = C_D \rho \bar{v}_k^2 / 2 \quad \text{-----} \quad (4-98)$$

- donde: ΔP_s es la pérdida de presión ocasionada por el espaciador. (Pa)
- C_D es la coeficiente de arrastre del espaciador en rejilla. ($C_D = C_s \varepsilon^2$)
- C_s es el coeficiente de arrastre modificado para el tipo de espaciador específico ($C_s = f(\text{Re})$)
- ε es la obstrucción relativa del espaciador. ($\varepsilon = A_o / A_i$)
- A_o es el área del espaciador que obstruye el flujo. (m²)
(ver fig. 23c)
- A_i es el área de flujo del canal sin obstrucción. (m)

de la cual se obtienen resultados con un error menor al 10% con respecto a los valores reales. (Tal como se confirmó en las investigaciones realizadas por de Stouder y Rehme.)

Como se puede observar, la ecuación anterior, no sólo permite una aplicabilidad bastante generalizada, sino que simplifica notablemente la evaluación de la caída de presión, debido a que el cálculo se reduce en gran parte a conocer los parámetros físicos característicos del sistema, los cuales son factibles de determinar. El único problema que se podría presentar sería la determinación del coeficiente de arrastre modificado (C_s), ya que está relacionado con la información experimental, pero en sí esto no representa un obstáculo, debido a que se ha observado que el comportamiento del coeficiente tiene un cierto carácter universal; la dependencia con respecto al tipo de espaciador es mínima, la dependencia del coeficiente sólo es significativa con respecto al número de Reynolds (ver fig. 3 de la ref. 73).

Ahora bien, teniendo en cuenta las expresiones anteriores y el término que define el consumo de presión necesario para elevar el refrigerante a través del canal de refrigeración, la expresión para el cálculo de la caída de presión total en el canal de refrigeración queda de la siguiente forma:

$$\Delta P_c = \rho \left\{ \frac{\bar{u}_b^2}{2} \left[k_c + k_e + 4f(L/De) + n(C_s \varepsilon^2) \right] + gH \right\} \quad \text{----- (4-99)}$$

donde: ΔP_c , es la caída de presión total en el canal. (Pa)

k_c , es el coeficiente de resistencia local, debido a la contracción del área de flujo a la entrada del canal.

k_e , es el coeficiente de resistencia local, debido a la expansión del área de flujo a la salida del canal.

n , es el número de espaciadores en el ensamble de combustible.

g , es la aceleración de la gravedad. ($g=9.80665 \text{ m/s}^2$)

H , es la altura de elevación. (m) (H = longitud del canal)

la cual queda definida dentro de las condiciones y los rangos establecidos para cada uno de los elementos que la conforman.

Por otra parte, para poder realizar la evaluación de la caída de presión en el reactor OCR-500, tal como se ha venido haciendo con otros parámetros en secciones anteriores, fué necesario establecer algunas características ó condiciones en el sistema en cuestión, con el fin de poder aplicar adecuadamente la expresión desarrollada, así como el de establecer un marco de referencia apropiado para el análisis de mismo; estas características se enuncian a continuación:

En primer lugar se tuvo que establecer una configuración ó una estructura del canal de refrigeración, lo más cercana a la real; esto se debió a que no se contaba con un diagrama específico y detallado del diseño original, si bien es cierto que se tenía ya una esquematización del mismo al inicio del trabajo (ver fig 6), en realidad, ésta no era lo suficientemente detallada y completa para poder analizar correctamente la caída de presión. En consecuencia fué necesario profundizar en el estudio y en el análisis de la información que se tenía al respecto ("Present Status of Canadian Organic-Cooled Reactor Technology", ref. 61, "WR-1 Whiteshell Reactor No. 1", ref. 112, "An Evaluation of Heavy-Water Moderated Organic-Cooled Reactor", ref. 67, son algunas de las fuentes consultadas), con el fin de obtener datos, diagramas ó descripciones que pudieran ser de utilidad para completar, reforzar y afinar la configuración original; lo que dió como resultado la configuración que se puede observar en la fig. 23b, y de la cual se presentan las siguientes características:

El canal de refrigeración consiste de una tubería circular cuyo diámetro interno es de 0.1034 m; el cual se extiende a todo lo largo del corazón del reactor (10 m).

El canal de refrigeración está conectado en los extremos a dos sectores tubulares de diámetro interno de 0.2068 m, los cuales no sólo sirven de unión ó de conexión entre el canal de refrigeración y la línea principal de tubería, sino que permiten el acceso para el reemplazo del ensamble de combustible por la máquina de recarga (ver fig. 3).

El ensamble de combustible está conformado por 18 cartuchos ó haz de tubos (ver figs. 6a y 23b) de los cuales sólo 12 están cargados con material combustible, los que corresponden al corazón activo del reactor (6 m) (zona

3), los otros 6 catuchos, los cuales no tienen carga, se distribuyen en forma equitativa en los extremos del ensamble, formando dos sectores terminales del mismo (1.5 m) (zonas 2 y 4), los cuales permiten el manejo del ensamble y la centralización de la zona activa.

El espaciador del haz de tubos (ver fig. 23c) consiste de 2 tiras circulares concéntricas con un ancho aproximado de: 0.0065 m. las cuales están unidas entre sí por 3 tiras del mismo ancho, con un ángulo de separación de 60° y separadas del tubo de soporte por otras tres tiras de iguales características pero en disposición opuesta. (Las dimensiones son aproximadas, debido a que no son datos recogidos del diseño específico, sino que son datos deducidos de la información gráfica correspondiente.)

El canal de refrigeración, por circunstancias de la simetría y de la centralización del ensamble, presenta dos secciones en los extremos del mismo (zona 1 y 5), las cuales se consideran como zonas tubulares sin disturbios, debido a que no fué posible establecer la forma y características de los elementos estructurales (elementos que sirven de guía y de enganche para la máquina de carga de combustible) que las ocupan.

(Esta proposición no es adecuada para un análisis detallado, ya que se eliminan elementos que pueden ocasionar pérdidas de presión de consideración, pero en el caso que se plantea por razones prácticas, es necesaria, aunque no se deben olvidar para el análisis final del canal.)

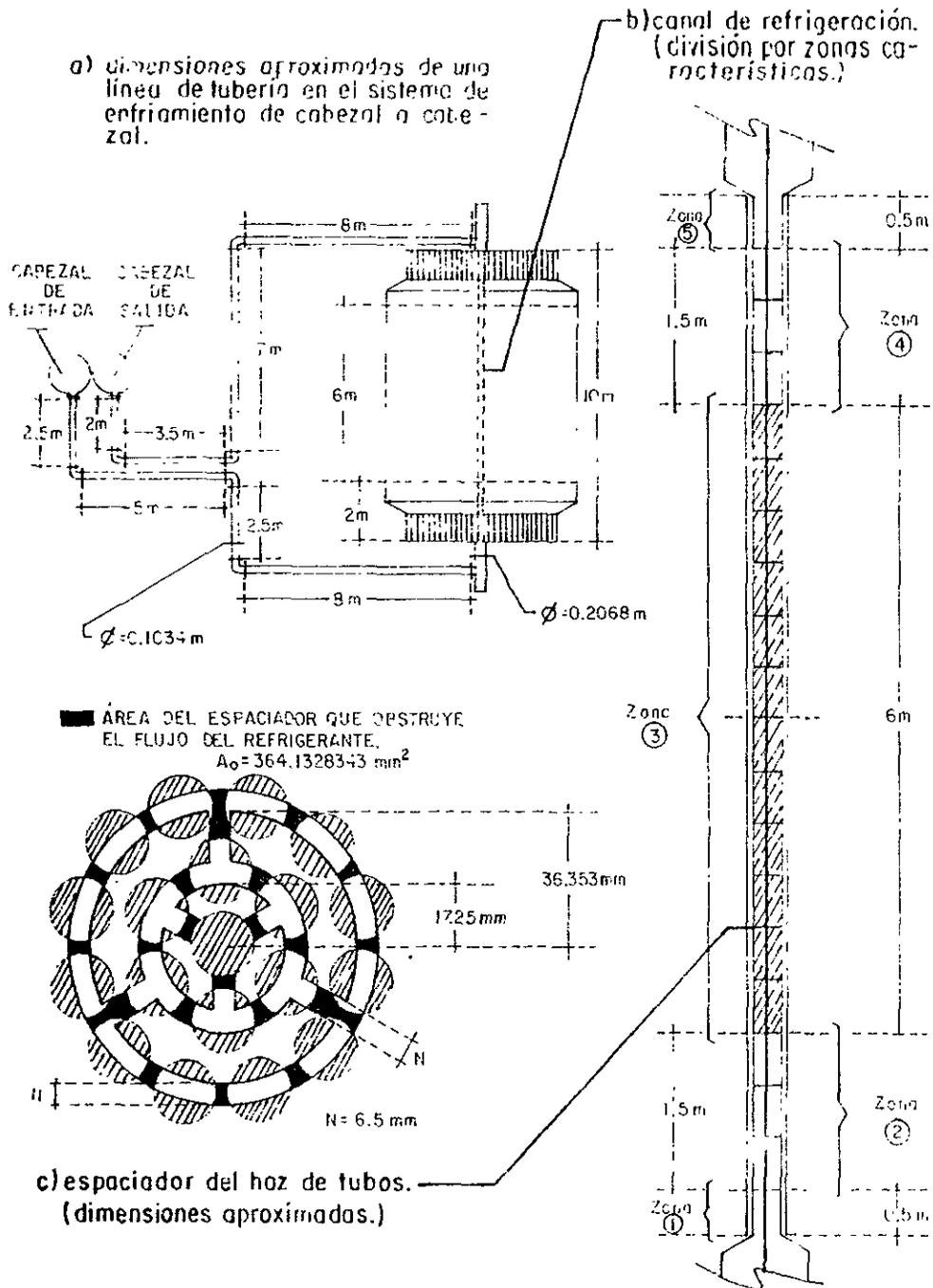


FIG. 23. _ ESQUEMATIZACIÓN DEL SISTEMA DE ENFRIAMIENTO PARA EL ANÁLISIS DE LA CAIDA DE PRESIÓN.

En segundo lugar se pensó, que en vez de aplicar la ecuación (4-99) simplemente a la configuración y a las condiciones de operación establecidas, lo más adecuado sería el de aplicarla a una serie de situaciones de operación basadas en una combinación de las características más representativas durante el proceso; lo cual no sólo redituaría para el análisis y el entendimiento de las pérdidas de presión en sí, sino en la evaluación completa del sistema operativo del reactor. Las situaciones que se plantearon son las siguientes:

Caso A.- El canal de refrigeración se analiza como un canal tubular cuyo diámetro se mantiene constante a través de todo el corazón, siendo éste determinado por el diámetro equivalente del canal (canal tubular más haz de tubos, ver fig. 20). El proceso se establece como isotérmico y no presenta el fenómeno de la incrustación. No se toman en cuenta los efectos ocasionados por los espaciadores, ni los ocasionados por los cambios súbitos de sección. Las propiedades físicas del refrigerante, se considera que se mantienen constantes a lo largo de todo el canal, y su cálculo está en relación a la temperatura media axial en el reactor.

Caso B.- El canal de refrigeración se analiza por medio de las zonas características (ver fig. 23b). El proceso se considera isotérmico y no presenta el fenómeno de la incrustación. No se toman en cuenta los efectos ocasionados por los espaciadores, pero sí los ocasionados por los cambios súbitos de sección. Las propiedades del refrigerante se mantienen constantes a través de cada zona característica y su cálculo está en relación a la temperatura de referencia más cercana (p. ej. para la zona 3, la temperatura que le corresponde es la media axial, para la zona 1, la temperatura de referencia es la de entrada y así respectivamente.).

Caso C.- El canal de refrigeración se analiza por medio de la configuración propuesta en

en el Caso B El proceso se sigue considerando como isotérmico, pero en este caso. si se presenta el fenómeno de la incrustación el cual se considera que se establece sólo en la zona 3, por las razones propias del fenómeno (ver secc 3 4), el espesor de la capa de depósito se fija en 18 "m (valor promedio esperado para un año de operación). Las consideraciones manejadas tanto para las pérdidas locales de presión como para las propiedades del refrigerante. se mantienen como en el punto anterior

Caso D - El canal de refrigeración se analiza casi en su totalidad del mismo modo que en el caso anterior, a excepción de la forma en que se lleva a cabo la transferencia de calor. En este caso el proceso no se establece como isotérmico a través de todo el canal, sino que se establecen ciertas diferencias, por las características propias del ensamble; es decir, en la zona 3 (zona activa del ensamble) el proceso se establece como no-isotérmico, en cambio en la zona 1, 2, 4 y 5, por no estar cargadas con combustible ó dicho de otra forma, por no generar calor, el proceso se considera isotérmico.

Caso E.- El canal de refrigerante se analiza en forma completa e integral, tomando en consideración todos los factores que pueden influir sobre las pérdidas de presión, tanto las condiciones de operación (modificaciones establecidas hasta el caso anterior) como los elementos estructurales (espaciadores), que hasta el momento no se habían tomado en cuenta.

Los valores que resultan de aplicar los puntos anteriores, tanto para el refrigerante HB-40, como para el Santowax-R, se pueden consultar en la tabla 18.

	CASO(A)	CASO(B)	CASO(C)	CASO(D)	CASO(E)
HB-40	911,626.0870	931,848.1423	938,976.2356	893,449.8903	1,008,586.572
SW-R	896,620.8968	924,603.5252	931,588.7923	886,968.4977	1,004,152.175

NOTA: El ΔP está dado en pascales (Pa)

TABLA 18.- COMPARACIÓN DEL ΔP , A TRAVÉS DEL CAÑAL DE REFRIGERACIÓN, CON DIFERENTES CARACTERÍSTICAS DE OPERACIÓN EN EL ENSAMBLE DE COMBUSTIBLE.

Con base en los resultados de la tabla correspondiente y tomando como punto de referencia el valor resultante en el caso E y el valor de la caída de presión registrado en reporte AECL-6436 (ref. 96), se pueden establecer algunas observaciones de utilidad:

La aplicación de la transformación a una geometría tubular en el canal de refrigeración, genera una subestimación sobre el valor de diseño de 19.6% y una diferencia del 10% con respecto al valor calculado en forma completa e integral (caso E).

El cálculo mediante la división por zonas características presenta una subestimación del 17.5% y una diferencia del 7.8%, con respecto al valor de diseño y el valor calculado respectivamente.

La inclusión de la capa de depósito, generada por el fenómeno de la incrustación, a la información del análisis establecida, da como resultado sólo una subestimación del 16.8% con respecto al valor de diseño y una discrepancia del 7% en relación al valor calculado.

La consideración de que el proceso se lleva a cabo en condiciones no-isotérmicas, genera un valor de la caída de presión menor al valor presentado en el diseño original, cercano al 20.8%, y presenta una diferencia del 11.5% con respecto al caso E.

El valor encontrado con base en el caso E, en el que se consideran todos los factores que intervienen ó se relacionan dentro del planteamiento establecido a la caída de presión, presenta una subestimación con respecto al valor reportado del 10.5%.

La diferencia que se presenta en el cálculo de la caída de presión, a partir de utilizar una geometría tubular en contraposición de una geometría descriptiva, es del 2.6%.

La disminución en el área de flujo ($\approx 1\%$), ocasionada por la capa de depósito, da como resultado un aumento aproximado del 0.8% en la caída de presión a través del canal.

Una diferencia de temperatura a través de la subcapa laminar de aproximadamente 77°C , produce una reducción en el valor de la caída de presión cercana al 5%.

La caída de presión ocasionada por los espaciadores, representa el 11.5% del valor total.

A partir de la información que resulta de analizar las observaciones anteriores, es posible establecer, tomando en consideración el enfoque de esta sección, algunas

generalizaciones que permitan caracterizar el cálculo de la caída de presión en este sistema.

En primer lugar se puede establecer que para cualquier tipo de análisis sobre la evaluación de la caída de presión en un sistema, por simple que se presente, se debe utilizar una configuración descriptiva lo más cercana a la real, ya que la utilización de una concepción simplista de la misma (transformación a una geometría tubular) puede ocasionar discrepancias poco representativas del sistema.

En segundo lugar, se tiene que para el análisis de la caída de presión, se deben establecer perfectamente las condiciones de operación en las que se lleva a cabo el proceso, ya que permiten delimitar ó fijar los efectos que pueden ocasionar éstas sobre el fenómeno; lo que puede ayudar de alguna manera a predecir el comportamiento de la caída de presión durante la operación del sistema y en consecuencia el de evitar los problemas que pudieran surgir durante la misma. (p. ej. para el reactor OCR-500, en relación a lo anterior es posible establecer que en condiciones normales el fenómeno de incrustación no representa un factor de relevancia, aún en el largo plazo (1 año), pero en cambio el considerar al proceso isotérmico ó no-isotérmico es de suprema relevancia.)

Por último, se tiene que para realizar un análisis completo e integral de un sistema, se deben establecer y considerar todos los factores que pueden estar relacionados al mismo, por simples que parezcan, ya que al no hacerlo así se pueden generar errores de consideración (p. ej. para el reactor OCR-500, el no tomar en cuenta los elementos estructurales (espaciadores y elementos del enganche) puede ocasionar un error que va de un 10 a un 20%, si se considera que la diferencia que se presenta entre el caso E y el valor de diseño se debe sólo a los elementos suprimidos en las zonas 1 y 5

Nota: Los datos comparativos correspondientes al valor de diseño reportado, se deben tomar como aproximaciones, debido a que en el reporte AECL-6436 (ref 96), no determina claramente a qué corresponde dicho valor, se menciona que es la calda de presión a través del combustible, pero no especifica si este valor corresponde a la parte del ensamble que contiene el material combustible (corazón activo, zona 3) ó al ensamble de combustible como tal (zonas 2, 3 y 4) ó al ensamble de combustible dentro del tubo de presión (fig. 23b) Por lo tanto estos resultados se deben tomar con cierta reserva.

Antes de pasar al siguiente punto, es conveniente dar algunas referencias con respecto al enfoque que considera el efecto multicanal; aunque este tipo de enfoque no se llevó a cabo estrictamente en este trabajo se cree necesario que se debe tener al menos una noción de éste con el fin de poder evaluar mejor ó tener al menos un punto de comparación más analítico. Ya se dieron algunas referencias en páginas anteriores, pero para acompletarlas se pueden revisar los dos tomos editados por Kakaç y Spalding (refs. (42) y (43)), los cuales pueden servir de base para entender dicho enfoque, además se pueden consultar las referencias (17), (37), (59) y (3) y las refs. (14), (28), (44), (64) y (84), las cuales plantean la elaboración de programas de cómputo para la solución del fenómeno con este enfoque.

c) Relación entre la capacidad de bombeo y el calor removido.- En la parte introductoria de esta sección, se mencionó que para poder analizar mejor el funcionamiento del sistema, era necesario considerar un parámetro ó factor que permitiera relacionar los requerimientos de potencia mecánica y potencia térmica, con el fin de evaluar de alguna manera la eficiencia del sistema con respecto al proceso de la eliminación del calor generado dentro del corazón

del reactor. Para este propósito se propuso un factor relativo de potencia dado por la ecuación (4-65):

$$W' = W/Q$$

El cálculo de la potencia mecánica (W), puede ser determinada por medio de la ecuación (4-63), junto con las expresiones desarrolladas en los apartados anteriores (a) y (b); con respecto a la potencia térmica (Q) puede ser calculada por varias expresiones, tales como la ec. (4-36) (la que tiene sus inconvenientes tal como se planteó en la sección correspondiente), ó por medio de la ley de Newton-Richman, ec. (4-37), la que se cree que debe ser la más adecuada ó también por la siguiente expresión:

$$Q = \rho A_f \bar{u}_b c_p \Delta T_f \quad \text{-----} \quad (4-100)$$

donde: A_f , es el área seccional de la zona de flujo del refrigerante de todo el corazón del reactor. (m^2)

ΔT_f , es la diferencia de temperaturas a través del reactor en la dirección axial. $\Delta T_f = (T_{b2} - T_{b1})$. (K)

T_{b1} , es la temperatura de entrada al corazón del reactor. (K)

T_{b2} , es la temperatura a la salida del corazón del reactor. (K)

la cual toma en forma global y sencilla el flujo del refrigerante a través del corazón del reactor.

Aplicando las dos últimas ecuaciones planteadas al caso que se estudia, tal como se ha venido realizando, se obtuvieron los siguientes resultados:

Para el HB 40 con la expresión de Newton-Richman (ec. 4-37) se tiene el siguiente valor $W' = 5.215079182 \times 10^{-3}$, con la ecuación (4-100) el valor es de $W' =$

$6.342343427 \times 10^{-3}$; para el Santowax-R la ecuación (4-37) resulta que $W' = 6.253650489 \times 10^{-3}$ y con la ecuación (4-100) se obtiene $W' = 6.360505672 \times 10^{-3}$. Pero estos datos por sí solos no permiten un análisis claro, por lo cual se debe buscar otra forma de plantearlos. Si éstos se refieren ó se normalizan con respecto al HB-40 que es el refrigerante base se tiene lo siguiente.

$$\text{HB-40: } (W'_s = 1) \qquad \text{SW-R: } (W'_s = 1.199148 \text{ y } W'_t = 1.002864)$$

La relación de requerimientos, con base en la ecuación de Newton-Richman, muestra que para el Santowax-R, es un 20% mayor con respecto a la del HB-40

La relación de requerimientos, con base en la ec. (4-100), se observa que ésta es similar ó casi igual para ambos refrigerantes.

Lo anterior permite corroborar una de las ventajas que se habían planteado que tenían el HB-40 sobre el SW-R, y la afinidad que tienen estos refrigerantes, pero esta visión aún se considera que es limitada con respecto al sistema en general, por lo tanto es necesario buscar un punto de referencia de mayor contraste que permita evaluar estos refrigerantes de manera más global con respecto a otros refrigerantes y tener un mejor panorama de comparación. Para este propósito se pensó utilizar el agua ligera, ya que es una sustancia de uso común y por lo cual es factible que se puedan comprender y visualizar mejor los requerimientos que se necesitan para el manejo y poder así evaluar correctamente los de los refrigerantes orgánicos estudiados.

Nota: El cálculo de los requerimientos mecánicos y térmicos del agua ligera se realizaron considerando el mismo sistema físico, pero tomando condiciones de operación no tan extremas, sino más bien factibles de encontrar comúnmente y poder así tener un

mejor punto de comparación (temperatura aproximada de 40° C y una presión de 1 atm. (101.3 kPa)).

Normalizando, los resultados obtenidos para los refrigerantes orgánicos con respecto a los del Agua se obtuvo lo siguiente:

	ec. (4-37)	ec.(4-100)
HB-40	$W'_N = 2.334087$	$W'_N = 1.719631$
SW-R	$W'_N = 2.798916$	$W'_N = 1.724553$

de los cuales se pueden establecer los siguientes puntos:

Se observan las tendencias ya establecidas en los dos puntos anteriores, presentadas párrafos atrás.

La relación de los requerimientos de potencia de los refrigerantes orgánicos con base en la ecuación (4-37) son del orden de dos veces mayor para el HB-40 y de casi tres veces para el SW-R con respecto a la del $(H_2O)_{93}$.

La relación entre potencias para los refrigerantes orgánicos, utilizando la ecuación (4-100) son del orden de 1.7 veces mayor con respecto al Agua, para ambos casos.

El factor relativo de potencias normalizado para el HB-40, usando la ec. (4-100) es un 26% menor al valor encontrado utilizando la ec. (4-37).

⁹³Dato que no concuerda con lo reportado por El-Wakil ref. (29) ya que él reporta una variación del orden de 4-10 veces.

El factor normalizado para el SW-R, es un 38% menor con respecto al mismo factor utilizando la ec. (4-37)

Con base en estos puntos se puede plantear lo siguiente:

Tomando en consideración, las condiciones a las que se evaluó el sistema utilizando agua ligera, y a las que trabaja el reactor nuclear usando los refrigerantes orgánicos; la relación entre los requerimientos de potencias es bastante aceptable para ambos refrigerantes orgánicos. Siendo el HB-40 el más adecuado.

La selección de la ecuación para el cálculo de la potencia térmica (en sí para cualquier parámetro) es importante, ya que como se pudo observar, la utilización de una u otra ecuación puede causar altos porcentajes de error. La ecuación que se recomienda utilizar es la de Newton-Richman.

Con ésto queda finalizada esta sección, la cual junto con las secciones anteriores, se espera quede redondeado el objetivo principal de la comprensión del manejo de la generación de calor a través del corazón del reactor nuclear.

5.- CONCLUSIONES.

En esta parte final más que realizar una copia repetitiva de las conclusiones ya expuestas a través de cada una de las secciones de este trabajo; lo que se tratará de llevar a cabo será el de exponer ó presentar los puntos relevantes, los cuales se cree

El factor normalizado para el SW-R, es un 38% menor con respecto al mismo factor utilizando la ec. (4-37)

Con base en estos puntos se puede plantear lo siguiente:

Tomando en consideración, las condiciones a las que se evaluó el sistema utilizando agua ligera, y a las que trabaja el reactor nuclear usando los refrigerantes orgánicos; la relación entre los requerimientos de potencias es bastante aceptable para ambos refrigerantes orgánicos. Siendo el HB-40 el más adecuado.

La selección de la ecuación para el cálculo de la potencia térmica (en sí para cualquier parámetro) es importante, ya que como se pudo observar, la utilización de una u otra ecuación puede causar altos porcentajes de error. La ecuación que se recomienda utilizar es la de Newton-Richman.

Con ésto queda finalizada esta sección, la cual junto con las secciones anteriores, se espera quede redondeado el objetivo principal de la comprensión del manejo de la generación de calor a través del corazón del reactor nuclear.

5.- CONCLUSIONES.

En esta parte final más que realizar una copia repetitiva de las conclusiones ya expuestas a través de cada una de las secciones de este trabajo; lo que se tratará de llevar a cabo será el de exponer ó presentar los puntos relevantes, los cuales se cree

permitirán integrar ó redondear mejor el análisis realizado y el objetivo global planteado, al decidir efectuar este trabajo.

Desde un punto de vista global del sistema analizado con respecto a las ventajas que presenta *la utilización de* sustancias orgánicas, como refrigerantes de reactores nucleares generadores de potencia eléctrica se puede establecer lo siguiente:

El HB-40 y el Santowax-R (mezcla de terfeníles) son un opción bastante aceptable como refrigerantes, la cual se debe de utilizar, sin ningún *menosprecio* con respecto a otras opciones.

El HB-40 es el refrigerante que presenta las mejores condiciones y características para dicho fin, tal como se propone en el diseño del reactor OCR-500.

En relación al proceso de la transferencia de calor con respecto a cada uno de los parámetros que se analizaron se puede manifestar lo siguiente:

Para el análisis de la transferencia de calor en el corazón del reactor nuclear, es fundamental determinar la fuente de calor de dicho proceso tanto desde un punto de vista físico tangible como desde un punto de vista analítico, con el fin de establecer todos los puntos relevantes que caracterizan la generación de calor y poder así desarrollar las expresiones que permitan describir tanto el proceso generador de calor como los aspectos termohidráulicos que se necesitan para el análisis del fenómeno

La determinación del fenómeno de la incrustación, es fundamental para el análisis de la transferencia de calor (tanto para la conducción como para la

convección) en el corazón del reactor nuclear, ya que la formación de una capa de depósitos no sólo presenta una resistencia anexa para la remoción del calor generado en los elementos de combustible, sino que si ésta no se controla puede dar origen a problemas de graves consecuencias.

El análisis de la transferencia de calor por convección forzada en un canal con haz de tubos, se debe de establecer tomando en consideración, la geometría y la interrelación que existe entre los diferentes subcanales que lo conforman.

Para el cálculo del coeficiente de transferencia de calor para refrigerantes orgánicos en un canal con haz de tubos, se recomienda utilizar una expresión semiempírica, tal como la reportada por Oskay (ec. 4-49).

La determinación del factor de fricción para un canal con haz de tubos, está dada no sólo por la geometría y las dimensiones del canal y las condiciones de flujo en el mismo; sino que también la interrelación que existe entre los subcanales es fundamental

La expresión propuesta por Rehme (ec. 4-78), utilizando las ecuaciones modificadas para los parámetros geométricas turbulentos característicos, es la que se recomienda para el cálculo del factor de fricción para un canal con haz de tubos.

El cálculo de la caída de presión a través del corazón del reactor nuclear, se debe de establecer tomando en cuenta, todos los factores que pueden estar relacionados con el fenómeno (separadores, elementos de enganche,

expansiones, etc.) ya que de no hacerlo se pueden generar errores de consideración, hasta de un 20%.

La relación de requerimientos de potencia, la cual es una medida de la eficiencia del sistema de enfriamiento, da valores bastante aceptables.

Con base en el análisis que se desarrolló a lo largo de este trabajo y las conclusiones representadas en los puntos anteriores se recomienda llevar a cabo trabajos donde se realicen análisis más detallados de la estructura íntima de la transferencia de calor y de la transferencia de momentum en este tipo de geometría tomando en consideración las variaciones que sufre el fenómeno a través del subcanal mismo así como el efecto que ocasionan los subcanales contiguos (*efecto muticanal*).

Ahora bien, tomando en consideración algunos puntos que surgieron a través del análisis de los diferentes elementos que conforman la transferencia de calor en el corazón del reactor nuclear, con respecto a los planteamientos y procedimientos llevados a cabo se tiene lo siguiente:

Al analizar un fenómeno ó proceso uno se debe avocar a su desarrollo desde un enfoque integral tomando en cuenta tanto el punto de vista teórico como el punto de vista práctico, sin menosprecio de alguno de ellos, ya que el seleccionar ó excluir uno del otro, puede dar como resultado un planteamiento erróneo del fenómeno ó proceso en cuestión y en consecuencia obtener un análisis equivocado. Tal como podría haber ocurrido, si el fenómeno de la incrustación se hubiera desarrollado con el procedimiento común, el de sólo utilizar solo un factor de corrección y no como se hizo, el de analizar su desarrollo a través de todo el proceso.

Cuando se analiza un fenómeno ó proceso es de suma importancia establecer adecuadamente cada uno de los elementos que lo conforman, ya que la consideración ó evaluación incorrecta de una propiedad ó parámetro, puede conducir a una solución ó descripción inadecuada del fenómeno ó proceso. Tal como sucedió en la determinación de las temperaturas a través del elemento de combustible; donde la indeterminación de la conductividad térmica del material combustible, daba origen a subestimaciones ó sobreestimaciones de consecuencias peligrosas

Otro punto importante es que se debe estar preparado con los conocimientos necesarios para obtener los datos e información que se necesitan para llevar a cabo el planteamiento ó el desarrollo de cualquier fenómeno ó proceso sin importar la fuente a la que se recurra, ya sea tabla de datos, expresiones analíticas, evidencia experimental ó muestras gráficas.

Ya para finalizar, en relación al papel que tiene el Ingeniero Químico en esta área (Industria Nuclear), se puede establecer lo siguiente:

La intervención del Ingeniero Químico en el diseño y control del sistema de enfriamiento primario de un reactor nuclear de generación de potencia eléctrica, es fundamental e importante no sólo para el corazón del reactor sino para el sistema en su totalidad.

La actividad del Ingeniero Químico no sólo se circunscribe al sistema de enfriamiento como tal, sino que también tiene gran ingerencia en otras áreas dentro de la misma planta como sería en el sistema de tratamiento

del refrigerante ó el sistema generador de vapor, tal como se pudo observar en este trabajo. Y no sólo ésto, también su *intervención es fundamental* en otros sectores más relacionados al proceso nuclear como tal, como sería la obtención, procesamiento, tratamiento, etc... de los combustibles nucleares, por lo que su actividad profesional es muy completa en este campo.

8.- BIBLIOGRAFIA

1. Anderson Dale A., J.C. Tennehill y R.H. Pletcher, "Computational Fluid Mechanics and Heat Transfer", Hemisphere Publishing Corporation, Nueva York 1984.
2. Arpaci V.S. y P.S. Larsen, "Convection Heat Transfer", Prentice-Hall Inc., Nueva York 1984.
3. Axford R.A., "Summary of Theoretical Aspects of Heat Transfer Performance in Clustered Rod Geometries", Reporte: LA-DC-9786, Los Alamos Scientific Laboratory of the University of California, Los Alamos Nuevo México 1968.
4. Baumann W., "Cross Mixing by Natural Turbulence in Fuel-Element Bundles", Atomkernenergie, Vol. 14 (1969), pp. 107-111.
5. Bancroft A.R., D.H. Charlesworth y J.H. Duerkesen, "Impurity Effects in the Fouling of Heat Transfer surfaces by Organic Coolants", Reporte: AECL-1913, Chalk River Ontario, Mayo 1965; Atomic Energy of Canada Limited.
6. Bathe K.J. y M.R. Khoshgoftaar, "Finite Element Formulation and Solution of Non-Linear Heat Transfer", "Nuclear Engineering and Design, Vol. 51 (1979), pp. 389-401.
7. Benedict M., T.H. Pigford y H.W. Levi, "Nuclear Chemical Engineering", 2ed., McGraw-Hill Book Co., Nueva York 1981.
8. Benodekar R.W. y A.W. Date, "Numerical Prediction of Heat Transfer Characteristics of Fully Developed Laminar Flow through a Circular Channel.

Containing Rod Clusters", International Journal of Heat and Mass Transfer. Vol. 21 (1978), pp. 935-945.

9. Bird R.B., W.E. Stewart y E.N. Lightfoot, "Transport Phenomena", John Wiley & Sons Inc., Nueva York 1960.
10. Bobkov V.P. y M.Kh. Ibragimov, "The Calculation of the Coefficient of Turbulent Heat Diffusion in Channels of Non-Circular Cross Section", High Temperature, Vol. 6 No. 4 (Julio-Agosto 1968), pp. 65-651.
11. . Bobkov V.P. y M.Kh. Ibragimov, "Diffusion of Heat with the Turbulent Flow of Liquids with Different Prandtl Numbers", H. Temp.⁹⁴ Vol. 8 No. 1 (Enero-Febrero 1970), pp. 97-101.
12. Bobkov V.P. y M.Kh. Ibragimov, "Application of the Uniform Diffusion Model to the Calculation of the Tangential Stresses and Velocity Field in a Turbulent Fluid Flow", H. Temp., Vol.8 No. 2 (Marzo-Abril 1970), pp. 305-310.
13. Bowring R.W., D.A. Garton y J.H. Kinnerir, "The Physical Properties of Santowax-R for Heat Transfer Calculations", Reporte: AEEW-M-118, Reactor Development Division, Atomic Energy Establishment, Winfrith, Dorchester, Dorset 1961; United Kingdom Energy Authority.
14. Bowring R.W., "HAMBO:A Computer Programme for the Subchannel Analysis of the Hydraulic and Burnout Characteristics of Rod Clusters", (Part 2: The Equations), Reporte: AEEW-R-582, Atomic Energy Establishment Winfrith, Dorchester, Dorset, 1968; United Kingdom Atomic Energy Authority.

⁹⁴Abreviación de la revista *High Temperature*.

15. Brush A., D. Degani y S. Zalmanovich, "Conjugated Heat Transfer in a Laminar Boundary Layer with Heat Source at the Wall", *Journal of Heat Transfer* (Transactions of the ASME), Vol. 104 (Febrero 1982), pp. 90-95.
16. Buleev N.I., "Teorical Model of the Mechanism of Turbulent Exchange in Fluid Flows". Reporte: AERE-Trans-957 (traducción), U.K.A.E.A. Research Group, Atomic Energy Research Establishment, Harwell Berkshire, Mayo 1963, United Kingdom Atomic Energy Authority.
17. Buleev N.I. y Ya. Mironovich, "Heat Transfer in Turbulent Fluid Flow in a Triangular Array of Rods", *H. Temp.*, Vol. 10 No. 5 (Septiembre-Octubre 1972), pp. 925-931.
18. Burghardt M.D., "Engineering Thermodynamics with Applications", 2 ed., Harper & Row Publishers Inc., Nueva York 1982.
19. Chung T.J., "Finite Element Analysis in Fluid Dynamics", McGraw-Hill Book Co., Nueva York 1978.
20. Davis M.E., "Numerical Methods and Modeling for Chemical Engineers", John Wiley & Sons Inc., Nueva York 1984.
21. Debbage A.G., D.A. Garton y J.H. Kinneir, "Physical Properties of Organic Coolants", Reporte: AEEW-R-256, Reactor Development Division, Atomic Energy Establishment Winfrith, Dorchester Dorset, 1963; United Kingdom Atomic Energy Authority.
22. Deissler R.G. y M.F. Taylor, "Analysis of Axial Turbulent Flow and Heat Transfer trough Banks of Rods or Tubes", (Reactor Heat Transfer Conference) Reporte TID-7529, part 1 Book 2, Nuclear Development Corp. of

America, White Plains Nueva York, Noviembre 1957. U.S. Atomic Energy Commission.

23. Del Giudice S., G. Comini y M.D. Mikhailov, "Finite Element Analysis of Combined Free and Forced Convection", *Int. J. Heat Mass Trans.*⁹⁵, Vol 21 (1978), pp. 1619-1621.
24. Delhaye J.M., M. Giot y M.L.Riethmuller, "Thermohydraulics of Two-Phase Systems for Industrial Design and Nuclear Engineering", Hemisphere Publishing Corp., Nueva York 1981.
25. Duhne C., "Viscosity-Temperature Correlations for Liquids", *Chemical Engineering* (Julio 16, 1979), pp. 83-91.
26. Eifler W. y R. Nijsing, "Fundamental Studies of Fluid Flow and Heat Transfer in Fuel Element Geometries, Part II.- Experimental Investigation of Velocity Distribution and Flow Resistance in a Triangular Array of Parallel Rods", Reporte: EUR-2193e, Joint Nuclear Research Center Ispra Establishment, 1965; European Atomic Energy Community.
27. Eifler W. y R. Nijsing, "Berechnung der Turbulenten Geschwindigkeitsverteilung und Wandreibung in Asymmetrischen Stabbundeln", *Atomkernenergie*, Vol. 18 No.2 (1971), pp. 189-197.
28. Eifler W. y R. Nijsing, "VELASCO-Velocity Field in Asymmetric Rod Configurations", Reporte: EUR-4950e, Joint Nuclear Research Center Ispra Establishment, 1973; Commission of the European Communities.

⁹⁵Abreviación de la revista *International Journal of Heat and Mass Transfer*.

29. El-Wakil M.M., "Nuclear Heat Transport", 3 ed., The American Nuclear Society, La Grange Park, Illinois 1981.
30. Fahien R.W., "Fundamentals of Transport Phenomena", McGraw-Hill Book Co., Nueva York 1983.
31. Glasstone S., "Principles of Nuclear Reactor Engineering", 3 ed. Van Nostrand Company inc., Toronto 1956.
32. Gmurman V.E., "Teoría de las Probabilidades y Estadística Matemática", Editorial Mir, Moscú 1974.
33. Hatcher S.R., B.A. Finlay y J.L. Smee, "Heat Transfer, Impurities and Fouling in Organic Coolants", Reporte: AECL-2642, Whiteshell Nuclear Research Establishment, Pinawa Manitoba, Mayo 1966; Atomic Energy of Canada Limited.
34. Hooper J.D., "The Calculation of Fully Developed Turbulent and Laminar Single Phase Flow in Four-Rod Subchannels", Reporte: AAEC/E-351, Research Establishment Lucas Heights, Sept. 1975; Australian Atomic Energy Commission.
35. Hooper J.D., "Developed Single Phase Turbulent Flow through a Square Pitch Rod Cluster", Nucl. Eng. Des.⁹⁶, Vol. 60 (1980), pp. 365-379.
36. Hooper J.D. y K. Rehme, "The Structure of single-phase Turbulent Flows through Closely Spaced Rod Arrays", Reporte: KfK-3467, Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik, Kernforschungszentrum Karlsruhe, Febrero 1983.

⁹⁶Abreviación de la revista *Nuclear Engineering and Design*.

37. Ibragimov M.H., V.S. Petrishchev y G.I. Sabelev, "Calculation of Heat Transfer in Turbulent Flow with allowance for Secondary Flow", *Int. J. Heat Mass Trans.*, Vol. 14 (1971), pp. 1033-1037.
38. Jeffries R.B., "Existing Correlations for Forced Convection Heat Transfer to Organic Coolants in Simple Geometries", Reporte: WNRE-18, Whiteshell Nuclear Research Establishment, Pinawa Manitoba, Junio 1970; Atomic Energy of Canada Limited. (sin publicar).
39. Jeffries R.B. et. al., "Forced Convection Heat Transfer to WR-1 A-Circuit Coolant in Tubular an Annular Geometries", Reporte;WNRE-164, Whiteshell Nuclear Research Establishment, Pinawa Manitoba, Febrero 1976, Atomic Energy of Canada Limited. (sin publicar).
40. Jeffries R.B. et. al., "Heat Transfer Limitations for WR-1 A-Circuit Coolant in a tubular Geometry", Reporte;WNRE-166, Whiteshell Nuclear Research Establishment, Pinawa Manitoba, Febrero 1976, Atomic Energy of Canada Limited. (sin publicar).
41. Jischa M. y H.B. Rieke, "About the Prediction of Turbulent Prandtl and Schmidt Numbers from Modeled Transport Equations", *Int. J. Heat Mass Trans.*, Vol. 22 (1979), pp. 1547-1555.
42. Kakaç S. y D.B. Spalding (editores), "Turbulent Forced Convection in Channels and Bundles (Theory and Applications to Heat Exchangers and Nuclear Reactors)", Vol. 1, Hemisphere Publishing Corporation, 1979.
43. Kakaç S. y D.B. Spalding (editores), "Turbulent Forced Convection in Channels and Bundles (Theory and Applications to Heat Exchagers and Nuclear Reactors)", Vol. 2, Hemesphere Publishing Corporation, 1979.

44. Katchee N y W.C. Reynolds, "HETIC-II, An IBM 7090 Fortran Computer Program for Heat Transfer Analysis of Gas or Liquid Cooled Reactor Passages", Reporte: IDO-28595, San Ramón California, diciembre 1962; Aerojet-General-Nucleonics.
45. Katto Y., "A Generalized Correlation of Critical Heat Flux for the Forced Convection Boiling in Vertical Uniformly Heated Round Tubes", Int. J. Heat Mass Trans., Vol. 21 (1978), pp. 1527-1542.
46. Katto Y., "An Analysis of the Effect on Inlet Subcooling on Critical Heat Flux on Forced Convection Boiling in Vertical Uniformly Heated Tubes", Int. J. Heat Mass Trans., Vol. 22 (1979), pp. 1567-1575.
47. Katto Y., "Critical Heat Flux of Forced Convection Boiling in Uniformly Heated Vertical Tubes, (Correlation of CHF in HP-Regime and determination of CHF-Regime Map.)" Int. J. Heat Mass Trans., Vol. 23 (1980), pp. 1573-1580.
48. Kawamura H., "Transient Hydraulics and Heat Transfer in Turbulent Flow", Nuclear Technology, Vol. 30 (Septiembre 1976), pp. 246-255.
49. Kirillin V.A., V.V. Sichev y A.E. Sheindlin, "Termodinámica Técnica", Editorial Mir, Moscú 1976.
50. Kjellstrom B., "Studies of Turbulent Flow Paralell to a Rod Bundle of Triangular Array", Reporte: AE-487, Aktiebolaget Atomenergi, Studsvik, Nykoping Suecia, Mayo 1974.
51. Kohl A.L. y A.M. Stelle, "Chemical Engineering Technology of Organic Cooled Nuclear Reactors", Progress in Nuclear Energy Serie IV (Vol. 5), pp. 123-141.

52. Launder B.E. y D.B. Spalding (editores), "Mathematical Models of Turbulence", Academic Press, Londres 1972.
53. Launder B.E. y D.B. Spalding, "The Numerical Computation of Turbulent Flows", Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, Vol. 3 No. 2 (1974). pp. 269-289
54. Lewis W.B., "Attainable Ratings of CANDU-OC-Thorium Set by the Properties of the Organic Liquid Coolant", Annuals Nuclear Energy, Vol. 2 No. 11/12 (1975), pp. 780-786.
55. Luikov A., "Heat and Mass Transfer", Editorial Mir, Moscú 1980.
56. Makens R.F. (editor), "Organic Coolant Summary Report", Reporte: IDO-11401, Idaho Operations Office U.S. , Diciembre 1964; Atomic Energy Commission.
57. McAdams W., "Transmisión de Calor", 3 ed., McGraw-Hill Book Co., Madrid 1964.
58. Meyder R., "Solving the Conservation Equations in Fuel Rod Bundles Exposed to Parallel Flow by Means of Curvilinear-Orthogonal Coordinates", Journal of Computational Physics, Vol. 17 (1975), pp. 53-67.
59. Meyder R., "Turbulent Velocity and Temperature Distribution in the Central Subchannel of Rod Bundles", Nucl. Eng. Des., Vol. 35 (1975), pp. 181-189.
60. Mijeev M.A., y I.M. Mijeeva, "Fundamentos de Termotransferencia", Editorial Mir, Rumania 1979.

61. Mooradian A.J. et. al., "Present Status of Canadian Organic-Cooled Reactor Technology", Proceedings of a Symposium Vienna (septiembre 1967) pp. 383-398.
62. Nijsing R., "Diffusional Phenomena Associated with Transfer of Momentum, Heat and Mass in Turbulent Pipe Flow", Reporte. EUR-293e, Engineering Department, Joint Nuclear Research Center Ispra Establishment, Abril 1963; European Atomic Energy Community.
63. Nijsing R., "Diffusional and Kinetic Phenomena Associated with Fouling", Reporte: EUR-543e, Engineering Department, Joint Nuclear Research Center Ispra Establishment, Febrero 1964; European Atomic Energy Community.
64. Nijsing R. y W. Eifler, "HERA1-A, Heat Transfer in Rod Assemblies (A Computer Programme for Steady State Thermo-Hydraulic Analysis of Multirod Fuel Bundles Cooled by Liquid Metal under Non-Boiling Conditions)", Reporte: EUR-4905e, Technology, Joint Nuclear Research Center Ispra Establishment, Febrero 1973; Commission of the European Communities.
65. Nijsing R., W. Eifler y B. Delfau, "Lateral Turbulent Diffusion for Longitudinal Flow in a Rectangular Channel", Nucl. Eng. Des. Vol. 32 (1975), pp. 221-238.
66. Nogotov E.F., "Applications of Numerical Heat Transfer", Hemisphere Publishing Corporation, Washington 1978.
67. Oakridge National Lab., "An Evaluation of Heavy-Water Moderated Organic-Cooled Reactors", Reporte: WASH-1083, Division of Reactor Development & Technology, Marzo 1968; U.S. Atomic Energy Commission.

68. Osburn J.O. y P.L. Markovic, "Calculating Henry's Law Constant for Gases in Organic Liquids", *Chem. Eng.*⁹⁷ (Agosto 25, 1969), pp. 105-108.
69. Perry A.E. y M.S. Chong, "On the Mechanism of Wall Turbulence", *Journal of Fluid Mechanics*, Vol. 119 (1982), pp. 173-217.
70. Perry R.H. y C.H. Chilton (editores), "Chemical Engineer's Handbook", 5 ed., McGraw-Hill Book Co. Nueva York 1973.
71. Peters M.S. y K.D. Timmerhaus, "Plant Design and Economics for Chemical Engineers", 3 ed., McGraw-Hill Book Co. Nueva York 1980.
72. Quarmby A. y R. Quirk, "Measurements of the Radial and Tangential Eddy Diffusivities of Heat and Mass in Turbulent Flow in a Plain Tube", *Int. J. Heat Mass Trans.*, Vol. 15 No. 11 (1972), pp. 2309-2327.
73. Ramm H., K. Johannsen y N.E. Todreas, "Single Phase Transport within Bare Rod Arrays at Laminar, Transition and Turbulent Flow Conditions", *Nucl. Eng. Des.* Vol. 30 (1974), pp. 186-204.
74. Rehme K., "Pressure Drop Correlations for Fuel Element Spacers", *Nucl. Tech.* Vol. 17 (Enero 1973), pp. 15-23.
75. Rehme K., "Simple Method of Predicting Friction Factors of Turbulent Flow in Non-Circular Channels", *Int. J. Heat Mass Trans.* Vol. 16 (1973), pp. 933-950.
76. Rehme K., "Turbulente stromung in einem Wandkanal eines stabbundels", *Reporte: KfK-2617*, Institut fur Neutronenphysik und Reaktortechnik, Kernforschungszentrum Karlsruhe, Abril 1978.

⁹⁷Abreviación de la revista *Chemical Engineering*.

77. Rehme K., "Stromungsuntersuchungen an einem Asymmetrischen Stabbundel ($W/D = 1.118$)", Institut für Neutronenphysik und Reactortechnik, Kernforschungszentrum Karlsruhe, Diciembre 1980.
78. Rehme K., "Stromungsuntersuchungen an einem Asymmetrischen Stabbundel ($W/D = 1.118$)", Institut für Neutronenphysik und Reactortechnik, Kernforschungszentrum Karlsruhe, 1982.
79. Reid R.C., J.M. Prausnitz y T.K. Sherwood, "The properties of Gases and Liquids", 3 ed., McGraw-Hill Book Co., Nueva York 1977.
80. Reynolds A.J., "The Prediction of Turbulent Prandtl and Schmidt Numbers", Int. J. Heat Mass Trans., Vol. 18 (1975), pp. 1055-1069.
81. Robertson R.F.S. y R.G. Hart, "CANDU-OCR: Present Status and Future Potential", Reporte: AECL-3924, Whiteshell Nuclear Research Establishment, Pinawa Manitoba, 1972; Atomic Energy of Canada Limited.
82. Romankov P.G., K.F. Pávlov y A.A. Noskov, "Problemas y Ejemplos para el Curso de Operaciones Básicas y Aparatos en Tecnología Química", Ed. Mir, Moscú 1981.
83. Rouhani S.Z., "Axial and Transverse Momentum Balance in Subchannel Analysis", Reporte: AE-480, Institut für Atomenergie, Norway y AB Atomenergi, Norway y AB Atomenergi, Studsvik Sweden, Enero 1973.
84. Rowe D.S., "COBRA-III-C, A Digital Computer Program for steady State and Transient Thermal-Hydraulic Analysis of Rod-Bundle Nuclear Fuel Elements", Reporte: BNWL-1695, Batelle Pacific Northwest Labs., Richland Washington, Marzo 1973.

85. Rowe D.S., "Measurements of Turbulence Velocity Intensity and Scale in Rod Bundle Flow Channels", Reporte: BNWL-1736, Batelle Pacific Northwest Labs. Richland Washington, Marzo 1973.
86. Rusth J.H., "A Parametric Analysis of Lyon's Integral Equation for Liquid Metal Heat Transfer Coefficients", Nucl. Eng. Des., Vol. 16 No. 3 (1971), pp. 223-236.
87. Schukin E.D., A.V. Pertsov y E.A. Améline, "Química Coloidal", Ed. Mir, Moscú 1988.
88. Seale W.J., "Turbulent Diffusion of Heat between Connected Flow Passages: Part 1.- Outline of Problem and Experimental Investigation", Nucl. Eng. Des., Vol. 54 (1979), pp. 183-195.
89. Seale W.J., "Turbulent Diffusion of Heat between Connected Flow Passages: Part 2.- Predictions using the 'k-e' Turbulence Model " Nucl. Eng. Des., Vol. 54 (1979), pp. 197-209.
90. Seifert W.F., L.L. Jackson y C.E. Sech, "Organic Fluids for High-Temperature Heat Transfer Systems", Chem. Eng. (Octubre 30, 1972), pp. 96-104.
91. Selander W.N., "Explicit Formulas for the Computation of Friction Factors in Turbulent Pipe Flow", Reporte: AECL-6354, Chalk River Nuclear Laboratories, Chalk River Ontario, Noviembre 1978; Atomic Energy of Canada Limited.
92. Sherwood T.K., H.S. Mickley y C.E. Reed, "Applied Mathematics in Chemical Engineering", 2 ed., McGraw-Hill Book Co. New York 1957.

93. Silberbeg M. y D.A. Huber, "Forced Convection Heat Transfer Characteristics of Polyphenyl Reactor Coolants", Reporte: NAA-SR-2796, Enero 15, 1959; Atomics International.
94. Sissom L.E. y D.R. Pitts, "Elements of Transport Phenomena", McGraw-Hill Book Co., Nueva York 1972.
95. Smee J.L. et. al., "Organic Coolant Summary Report", Reporte: AECL-4922, Whiteshell Nuclear Research Establishment, Pinawa Manitoba, Agosto 1975; Atomic Energy of Canada Limited.
96. Sochaski R.O. (editor), "CANDU-OCR Power Station: Options and Costs", Reporte: AECL-6436, Whiteshell Nuclear Research Establishment, Pinawa Manitoba, Febrero 1980; Atomic Energy of Canada Limited.
97. Sparrow E.M. et. al. (editores), "Handbook of Numerical Heat Transfer", John Wiley & Sons, Inc., Nueva York 1988.
98. Stein M.A., D.P. Kessler y R.A. Greenkorn, "An Empirical Model of Velocity Profiles for Turbulent Flow in Smooth Pipes", AIChE Journal, Vol. 26 No. 2 (marzo 1980), pp. 308-309.
99. Stourdeur A.N., "Drag coefficients for Fuel-Element Spacers", Nucleonics, Vol. 19 No. 6 (Junio 1961), pp. 74-79.
100. Szargut J., D.F. Morris y F.R. Steward, "Energy Analysis Thermal, Chemical and Metallurgical Processes", Hemisphere Publishing Corporation, 1988.
101. Taborek J. et. al., "Fouling: The Major Unresolved Problem in Heat Transfer (Part 1)", Chemical Engineering Progress, Vol. 68 No. 2 (Febrero 1972), pp. 59-67.

102. Taborek J. et. al., "Predictive Methods for fouling Behaviour (Part 2)", Chem. Eng. Progr.⁹⁸ Vol. 68 NO. 7 (Julio 1972), pp. 69-78.
103. Tomlinson M. et. al., "Reactor Organic Coolants II: Electron-Irradiation Studies of Hydrogenated Terphenyls", Nuclear Science & Engineering, Vol. 26 (1966), pp. 547-558.
104. Tomlinson M. et. al., "Reactor Organic Coolants II: Electron-Irradiation Studies of Hydrogenated Terphenyls." Nucl. Sci. Eng.⁹⁹ Vol. 30 (1967) pp. 14-19.
105. Trupp A.C. y R.S. Azad, "The Structure of Turbulent Flow in Triangular Array Rod Bundles. ", Nucl. Eng. Des., Vol. 32 (1975). pp. 47-84.

⁹⁸Abreviatura de la revista *Chemical Engineering Progress*.

⁹⁹Abreviatura de la revista *Nuclear Science & Engineering*.