

T/620.1/L35^M

UNIVERSIDAD NACIONAL DEL CALLAO

Facultad de Ingeniería Mecánica - Energía

PROYECTO DE TESIS

**Cálculo Termohidráulico del Reactor Nuclear
de Investigación RP-10**

PARA OPTAR EL TITULO DE:

Ingeniero Mecánico

PREPARADO POR:

Guillermo Lecarnaqué Molina

762

ASESOR:

Ricardo F. Domínguez Morales

Ingeniero Mecánico

C.I. No. 27074

CALLAO - PERU

1986

Es oportuno expresar mi profundo agradecimiento a mi amigo Luis Gonzales Loli, Ing. Nuclear del IPEN, quien ha contribuido en la revisión de las ecuaciones, procesos de cálculo y programas para el desarrollo del Cálculo Termo-hidráulico.

Así mismo a mis padres, quienes han constituido un verdadero apoyo material y espiritual para culminar con éxito el presente trabajo.

**Dedicado A
Mis Padres**

CALCULO TERMOHIDRAULICO DEL REACTOR NUCLEAR DE
INVESTIGACION RP-10

	Pag.
<u>INTRODUCCION</u>	1
<u>CAPITULO Nº 1</u> CARACTERISTICAS DE UN REACTOR NUCLEAR TIPO PISCINA	3
1.1 Caracteristicas Generales	3
1.2 Descripción del reactor nuclear tipo piscina RP-10	4
1.3 Caracteristicas del fluido refrigerante del sistema primario de refrigeración del RP-10	13
1.4 Caracteristicas de los elementos combustibles del RP-10	14
<u>CAPITULO Nº 2</u> FUNDAMENTOS DEL CALCULO TERMOHIDRAULICO DEL RP-10	16
2.1 Bases del Diseño Termohidráulico	16
2.2 Proceso del cálculo del caudal de refrigeración del sistema primario	
2.3 Valores geométricos necesarios para el Cálculo Termohidráulico	23
<u>CAPITULO Nº 3</u> HIPOTESIS EMPLEADAS	26
3.1 Hipótesis Nucleares	26
3.2 Hipótesis Térmicas	32
3.3 Hipótesis Hidráulicas	35
<u>CAPITULO Nº 4</u> CODIGO DE CALCULO TERMIC-1B	38
4.1 Datos de partida del Código de Cálculo Térmic-1B	38
4.2 Interpretación del Código de Cálculo Térmic-1B	39
4.3 Factores de Incertidumbre	41
4.4 Ecuaciones utilizadas por el Código de Cálculo Térmic-1B	43

<u>CAPITULO Nº 5</u>	PROGRAMACION DEL CODIGO DE CALCULO TERMIC-1B	57
5.1	VARIABLES en lenguaje Fortran IV utilizadas en el listado del Código de Cálculo Térmic-1B	57
5.2	Diagrama de Flujo del Código de Cálculo Térmic-1B	62
5.3	Listado del Código de Cálculo Térmic-1B	64
5.4	Ejemplo de salida de resultados del Programa Térmic-1B	67
<u>CAPITULO Nº 6</u>	CODIGO DE CALCULO DTP	68
6.1	Datos de partida del Código de Cálculo DTP	68
6.2	Interpretación del Código de Cálculo DTP	69
6.3	Ecuaciones utilizadas en el Programa DTP-I	69
6.4	Ecuaciones utilizadas en el Programa DTP-II	77
<u>CAPITULO Nº 7</u>	PROGRAMACION DEL CODIGO DE CALCULO DTP	81
7.1	VARIABLES en lenguaje Fortran IV utilizadas en el Listado del Código de Cálculo DTP	81
7.2	Diagrama de Flujo del Código de Cálculo DTP	83
7.3	Listado del Programa DTP-I	84
7.4	Ejemplo de salida de resultados del Programa DTP-I	85
7.5	Listado del Programa DTP-II	86
7.6	Ejemplo de salida de resultados del Programa DTP-II	87
<u>CAPITULO Nº 8</u>	CONDICIONES DE OPERACION Y LIMITES DE SEGURIDAD	88
8.1	Condiciones de Operación	88
8.2	Límites de Seguridad	89
<u>CAPITULO Nº 9</u>	DESARROLLO DEL CALCULO TERMOHIDRAULICO	91
9.1	Fórmulas empleadas para el cálculo del caudal	91
9.2	Cálculo del caudal por Restricción Térmica	92

9.3 Verificación por Restricción Hidráulica del Cálculo del Caudal	98
9.4 Análisis del Cálculo Termohidráulico	105
9.5 Incidencia del incremento de la Temperatura Máxima de pared en el Cálculo Termohidráulico	106
<u>CAPITULO Nº 10</u> RESULTADOS	112
10.1 TABLA NºI al NºX	112-121
10.2 GRAFICAS Nº1 al Nº9	122-130
<u>CAPITULO Nº 11</u> CONCLUSIONES	133
<u>BIBLIOGRAFIA</u>	134
<u>ANEXO Nº I</u> VERIFICACION DEL CAUDAL EXTERNO DE REFRIGERACION	135
I.1 Código de Cálculo DTP en la verificación del caudal externo de refrigeración	136
I.2 Procedimiento del Cálculo	138
I.3 Conclusiones	141
<u>ANEXO Nº II</u> PLANOS DE REFERENCIA	
CT-RP10-1 : Placa Combustible	
CT-RP10-2 : Elemento Combustible Standard y Elemento Con Barra de Control	
CT-RP10-3 : Grilla Soporte del Núcleo	

INTRODUCCION

El cálculo termohidráulico del RP-10, nos permite diseñar el caudal total en el sistema primario de refrigeración, que asegure la refrigeración del núcleo para un número flexible de elementos combustibles y la operación del reactor a su potencia nominal.

Para efectuar el cálculo de un reactor nuclear, es necesario tener en cuenta las bases de diseño sobre las cuales se garantiza la operación normal del reactor.

Estas bases de diseño son función del tipo de reactor, del uso al cual está destinado, de la operación normal; las cuales establecen las restricciones físicas para el desarrollo del cálculo.

Un análisis minucioso del sistema primario de refrigeración y de los elementos combustibles que conforman el núcleo del RP-10, nos lleva a concluir que el cálculo termohidráulico debe cumplir con el límite de operación en cuanto a la máxima temperatura de pared del elemento combustible, así como las restricciones hidráulicas inherentes al sistema primario.

Considerando como base paramétrica las experiencias en el reactor modelo RA-3 y los reactores franceses : Melusine, Cabri y Tritón ; se establecen las hipótesis nucleares, térmicas e hidráulicas,

que constituyen conjuntamente con las restricciones expuestas los fundamentos del cálculo termohidráulico.

Adicionalmente a lo anterior, también es necesario postular probables situaciones accidentales, como la pérdida de refrigerante por rupturas en el circuito primario ó no ser posible la circulación forzada del fluido refrigerante, con el fin de evaluar sus consecuencias y en base a éstas preveer los límites de seguridad para mitigar los efectos derivados de éstos.

Por lo tanto se concluye que el diseño del caudal del sistema primario deberá orientarse hacia un valor de compromiso, que armonice con las restricciones térmicas e hidráulicas así como satisfaga las condiciones de operación y límites de seguridad, para la operación normal del reactor a su potencia nominal de 10 MW.

Teniendo como referencia la Ingeniería de Detalle preparada por NUKEM para la fabricación del núcleo del RP-10 y las bases de diseño establecidas por la Comisión Nacional de Energía Atómica de Argentina, desarrollo el presente trabajo como una alternativa del Caudal Total necesario en el sistema de refrigeración primario del RP-10.

CAPITULO Nº1

CARACTERISTICAS DE UN REACTOR NUCLEAR TIPO PISCINA

1.1 CARACTERISTICAS GENERALES

1.1.1 POR EL TIPO DE REACTOR

- Reactor de baja potencia.
- El núcleo se encuentra ubicado dentro de un tanque abierto a la atmosfera y a cierta profundidad, cuya altura mínima está dada por las condiciones de blindaje axial.
- Los elementos combustibles son modelados según un diseño preparado para Reactores de Ensayo de Materiales (MTR), y están constituidos por un conjunto de placas paralelas de una aleación de Aluminio, conteniendo Uranio-235 enriquecido al 20%.
- El núcleo es moderado y refrigerado con agua liviana desmineralizada, la cual actua como blindaje excelente contra la radiaciones.

1.1.2 POR EL USO DEL REACTOR

Estos reactores son utilizados para proporcionar una fuente de neutrones con la finalidad de hacer los siguientes ensayos :

- Ensayo de materiales, componentes y sistemas en un ambiente de neutrones, lo que es prelude necesario para desarrollar con éxito un programa nuclear.
- Producción de radioisótopos.
- Investigación, entrenamiento, fines educacionales.

1.2 DESCRIPCION DEL REACTOR NUCLEAR TIPO PISCINA RP-10

El RP-10 es un reactor nuclear de investigación tipo piscina, diseñado para una potencia nominal de 10 MW. y forma parte del proyecto Centro Nuclear de Investigaciones del Perú (CNIP), que el Instituto Peruano de Energía Nuclear (IPEN), viene desarrollando conjuntamente con la Comisión Nacional de Energía Atómica de Argentina (CNEA).

Considerando la importancia que para el Cálculo Termohidráulico del núcleo del RP-10, tiene la descripción del sistema primario de refrigeración, a continuación centraremos nuestra atención en ésta parte del suministro del proyecto.

1.2.1 SISTEMA PRIMARIO DE REFRIGERACION DEL RP-10

1.2.1.1 FUNCIONAMIENTO DEL SISTEMA PRIMARIO DE REFRIGERACION

Este sistema está diseñado para asegurar la refrigeración del núcleo, cuando el reactor opera a su potencia nominal; con el reactor detenido y bajo eventuales situaciones accidentales.

El diagrama de flujo del sistema primario de refrigeración se muestra en el Esquema N°1.

Durante la operación normal del reactor el fluido refrigerante atraviesa el núcleo en sentido descendente, refrigerandolo y almacenando la energía calórica que éste le transfiere. Durante la perma-

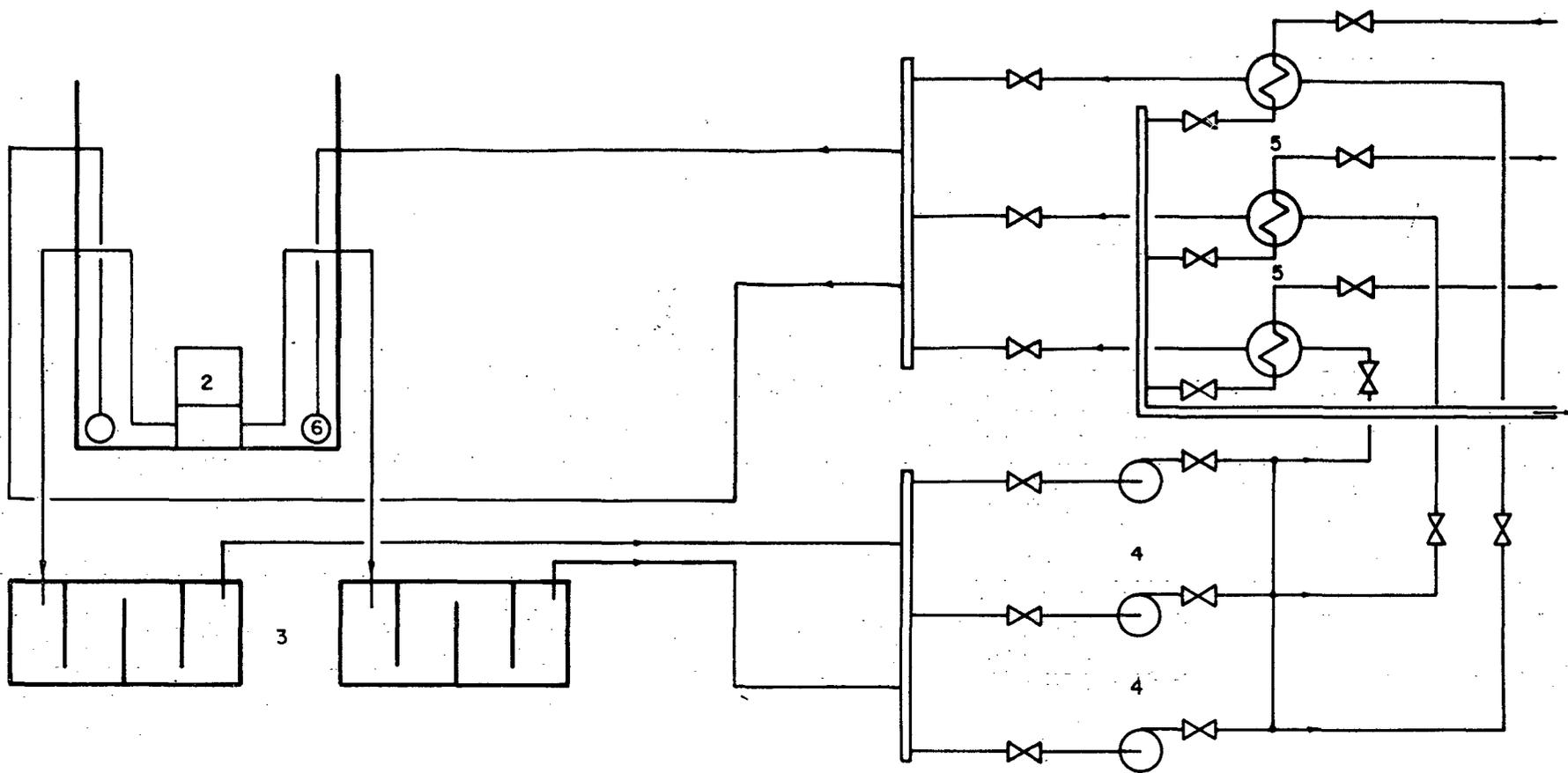


DIAGRAMA DE FLUJO DEL SISTEMA PRIMARIO DE REFRIGERACION DEL RP-10

ESQUEMA N.º 1

REFERENCIA :

1 = TANQUE PRINCIPAL

2 = NUCLEO

3 = TANQUES DE DECAIMIENTO

4 = BOMBAS DE CIRCULACION

5 = INTERCAMBIADOR DE CALOR

6 = DIFUSOR

nencia del refrigerante en el núcleo se genera el Nitrógeno-16 ; Sodio-24 y otros radionucleidos de vida media corta, a fin de permitir su decaimiento a un nivel aceptable en la sala de bombas, el agua circula a través de dos tanques de decaimiento.

Entre la salida del núcleo y los tanques de decaimiento la circulación se realiza a través de dos tuberías en forma de sifón, las cuales disponen en su extremo superior de un rompesifón que fija el límite inferior de vaciado del tanque principal en el caso de rupturas en el circuito primario.

El recorrido continua a través de tres bombas de circulación, ubicadas en tres ramales paralelos y tres intercambiadores de calor uno en cada ramal, diseñado en forma que cada rama bomba-intercambiador de calor evacue un tercio de la potencia máxima.

El retorno al tanque del reactor se realiza en forma similar a la salida del mismo y finaliza en dos difusores ubicados en el fondo del tanque, diseñados en forma de evitar la turbulencia del agua.

1.2.1.2 DESCRIPCION DE LOS COMPONENTES DEL SISTEMA PRIMARIO DE REFRIGERACION

La siguiente descripción es introducida en el presente trabajo con el objeto de mostrar los componentes que tienen especial interes para el desarrollo del cálculo termohidráulico, así como aquellos

que constituyen la integridad del sistema primario de refrigeración del RP-10.

1.2.1.2.1 TANQUE PRINCIPAL DEL REACTOR

FUNCION :

Contener el núcleo constituido por todas las cajas de elementos combustibles y reflectores, como también todos los accesorios para la operación, control y utilización del reactor.

El tanque principal contiene el fluido refrigerante asegurando su nivel mínimo por sobre el núcleo y traslada todas las cargas originadas por sus componentes internos al hormigón estructural.

DESCRIPCION :

Es un recipiente cilíndrico de acero inoxidable AISI-316L, de 4m. de diámetro y de 11.2m. de altura, dispuesto verticalmente y con su extremo superior abierto.

Internamente cuenta con todos los elementos estructurales para la fijación de sus componentes y externamente con los elementos destinados a trasladar al hormigón estructural los esfuerzos originados.

1.2.1.2.2 NUCLEO DEL REACTOR

FUNCION :

Obtener el flujo neutrónico térmico, operando a niveles de potencia de 1 a 10 MW.

DESCRIPCION :

El núcleo reactante está formado por los elementos combustibles MTR., los cuales se hallan insertados en una estructura denominada Grilla.

La Grilla soporte consta de 100 posiciones para con- tener los elementos combustibles, los elementos re- flectores de grafito y las cajas de irradiación.

Durante la operación normal el fluido refrige- rante circula a través de dichos elementos en senti- do descendente.

1.2.1.2.3 CONDUCTOS DE SALIDA DE REFRIGERANTE

FUNCION :

Evacuar el fluido caliente desde el núcleo del reactor hasta los tanques de decaimiento.

Estos conductos atraviesan la pared del tanque a una altura considerada respecto del núcleo y po- see en dicho lugar un rompesifón con la finalidad de detener a ese nivel el vaciado del tanque que pu- diera producirse por rupturas en el circuito prima- rio.

DESCRIPCION : (Ver Esquema N°2)

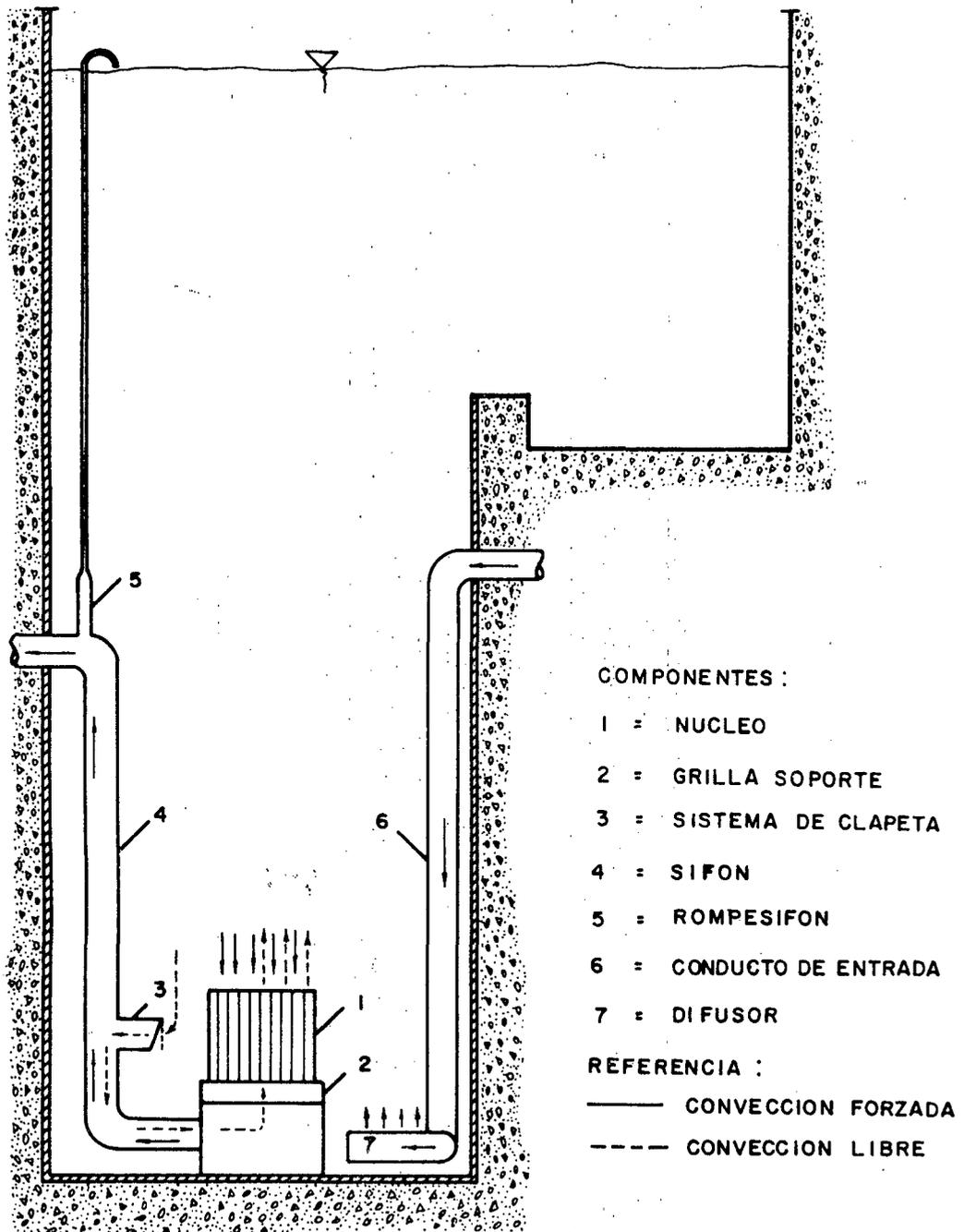
Estos dos conductos parten de la caja soporte del núcleo y son tuberías de 12" de diámetro, SCH- LOS, de acero inoxidable A312-TP-316L.

Cada conducto en su tramo ascendente interno a la pared del tanque, tiene un sistema de clapeta y al atravesar la pared del tanque forma un codo de 90°, en el cual se situa un rompesifón.

1.2.1.2.4 SISTEMA DE CLAPETA

FUNCION :

Permite la refrigeración del núcleo por convec- ción natural cuando el reactor está detenido, o no es posible la circulación forzada en el circuito primario.



COMPONENTES DEL SISTEMA PRIMARIO EN EL TANQUE PRINCIPAL

ESQUEMA No. 2

DESCRIPCION :

Este sistema está constituido por un tramo de tubería que sirve como soporte de la válvula de clapeta y vínculo con el circuito primario, en su extremo presenta una inclinación de 20° con respecto a la vertical a fin de permitir el desplazamiento de la válvula.

La Clapeta es el componente que produce la apertura o el cierre de la válvula; durante la convección natural adopta la posición vertical y durante la operación normal del sistema primario una diferencia de presión entre la cara interna y externa de la Clapeta, pone en contacto la válvula con el extremo inclinado.

1.2.1.2.5 TANQUES DE DECAIMIENTOFUNCION :

Demorar el refrigerante proveniente del núcleo el tiempo necesario para permitir el decaimiento de los radionucleidos de vida media breve.

DESCRIPCION :

Son dos recipientes cilíndricos que funcionan en paralelo, de acero inoxidable AISI-316L de 2.8m. de diámetro y 6.55m. de longitud, dispuestos horizontalmente en un recinto adecuadamente blindado.

En su interior dispone de tabiques para retrasar el pasaje del refrigerante de modo tal que logre el decaimiento de los productos radiactivos de vida media breve. (N-16 ; Na-24)

1.2.1.2.6 BOMBAS DEL CIRCUITO PRIMARIOFUNCION :

Impulsar el refrigerante a través del núcleo, asegurando la correcta evacuación de la energía térmica generada en el proceso nuclear.

DESCRIPCION :

El sistema primario consta de tres bombas de impulsión instaladas en paralelo e idénticas entre sí que presentan las siguientes características :

- Tipo : Centrifuga, de eje horizontal, simple etapa.
- Impulsor : De tipo cerrado, balanceado estática y dinámicamente, con aros de desgaste renovables.
- Accionamiento : Mediante motor eléctrico. Entre motor y bomba se intercala una volante inercial.
- Caudal nominal : $Q_{\text{primario}}/3$
- Altura estimada de carga : 30 m.c.a. (Cada bomba).

1.2.1.2.7 INTERCAMBIADORES DE CALOR

FUNCION :

Transferir el calor almacenado en el sistema primario al sistema secundario de refrigeración.

DESCRIPCION :

Intercambiadores de carcaza cilíndrica y cabezales toriesféricos, con sus respectivas boquillas, son de tipo Carcaza-1 Paso y Tubos-2 Pasos.

La circulación del refrigerante primario se establece por el lado de la carcaza y la del refrigerante secundario por el lado de los tubos.

Cada intercambiador de calor está diseñado para extraer un tercio de la potencia máxima generada en el núcleo.

1.2.1.2.8 CONDUCTOS DE ENTRADA DEL REFRIGERANTE

FUNCION :

Conducir el fluido frio al interior del tanque del reactor para inyectarlo en las proximidades del núcleo y de ésta forma propender la refrigeración del mismo.

DESCRIPCION :

Son dos tuberías provistas en su parte inferior de un difusor y en su parte superior antes de atravesar la pared del tanque, existen tres orificios ruptores de vacíos para detener en dicho nivel el vaciado del tanque que pudiera suceder por rupturas aguas arriba.

1.2.1.2.9 DIFUSORES

FUNCION :

La función del difusor es la de disminuir la velocidad de descarga del fluido refrigerante al ingresar al tanque principal del reactor, a fin de no provocar turbulencias que podrían trasladar masa de agua activa hacia la superficie del tanque del reactor.

DESCRIPCION :

El difusor consiste en un conducto toroidal cribado, fijado en el fondo del tanque principal y siguiendo el contorno del mismo.

El difusor constituye el elemento final de cada tubería de ingreso del refrigerante al tanque principal del reactor.

1.3

CARACTERISTICAS DEL FLUIDO REFRIGERANTE DEL SISTEMA PRIMARIO DE REFRIGERACION DEL RP-10

El grado de pureza del fluido refrigerante y consecuentemente su actividad debe permitir el acceso del personal a la boca del tanque principal y a la sala de bombas durante la operación normal del reactor.

La función del fluido refrigerante no solo está restringida a evacuar el calor generado en el núcleo; también cumple la función de blindaje biológico, constituyendo la segunda barrera de contención de los productos de fisión y actúa como moderador excelente de los neutrones que llegan al refrigerante.

1.3.1

ESPECIFICACIONES TECNICAS

El fluido refrigerante del sistema primario es agua desmineralizada cuyas especificaciones técnicas son las siguientes :

CONCENTRACION : (p.p.m.)

La presencia de impurezas en solución y/o suspensión en el agua debe ser mínima para evitar que se produzca una radiactividad intolerable al ser activada por el flujo neutrónico, por lo tanto el agua de refrigeración del sistema primario debe mantener una concentración de 0.1 p.p.m.

PH :

El potencial de Hidrógeno se fija para evitar que el fenómeno de corrosión de los elementos combustible sea favorecido, lo que podría afectar la seguridad del reactor. La composición del refrigerante debe ser tal que su interacción con los componentes cuyo reemplazo no está previsto en el mantenimiento normal del reactor, no limite la vida útil de los mismos. A tal efecto, el PH del agua debe mantenerse en el rango de 5.5 a 7.

RESISTIVIDAD : (M Ω .cm.)

En función de la mínima concentración de sales y solidos disueltos, el agua de refrigeración debe mantener una resistividad de 1 M Ω .cm.

1.4 CARACTERISTICAS DE LOS ELEMENTOS COMBUSTIBLES DEL RP-10

M.T.R. (Material Testing Reactor)

El nombre de los elementos combustibles tipo MTR, se origina en que son usados en reactores de alto flujo neutrónico para hacer test de materiales, irradiando muestras.

Estos elementos combustibles, están constituidos por cajas que contienen un conjunto de placas

paralelas de una aleación de U-Al, revestidas de Aluminio y se encuentran distribuidas equidistantemente formando entre dos placas un canal conocido con el nombre de CANAL CALIENTE, por donde circula el fluido refrigerante para evacuar el calor generado en cada placa combustible.

Las placas combustibles presentan en su interior una parte físil denominada MEAT, constituida por una aleación en base de Aluminio que contiene compuestos intermetálicos de U-235 (Dióxido de Uranio), enriquecido al 20 %; el Meat guarda ciertas tolerancias en el proceso de fabricación referente a su contenido de Uranio en peso y a la distribución homogénea en la zona físil.

El núcleo reactante del RP-10, está formado por elementos combustibles Standard que contienen 16 placas combustibles y elementos combustibles con Barras de control que contienen 12 placas combustibles y dos barras de control. Las barras de control son accionadas automáticamente para proporcionar un ajuste que compense grandes variaciones lentas de radiactividad originadas por el consumo de combustible, con el objetivo de mantener el reactor exactamente crítico.

La configuración geométrica y dimensiones de los elementos combustibles correspondiente a la actual Ingeniería de Detalle preparada por NUKEM, se presenta en los planos CT-RP10-1 y CT-RP10-2 , que se adjuntan en el Anexo Nº II .

CAPITULO N°2

FUNDAMENTOS DEL CALCULO TERMOHIDRAULICO DEL RP-10

2.1 BASES DEL DISEÑO TERMOHIDRAULICO

Las bases de diseño tomadas en cuenta en el presente trabajo para el Cálculo Termohidráulico del RP-10, se agrupan bajo el siguiente concepto :

PARA LA OPERACION NORMAL DEL REACTOR

- Potencia Nominal : 10 Mw.
- Configuración del Núcleo :

Se establece una configuración nuclear desde el punto de vista neutrónico de 29 elementos combustibles (24 Elementos Standard y 5 de Control).

Esta configuración puede variar en función de los resultados del presente cálculo a un número mínimo de elementos combustibles, que armonice con el diseño del caudal del sistema primario para la operación del reactor a su potencia nominal.

- Maxima temperatura de pared :

Por razones de confiabilidad del elemento combustible ante los problemas de corrosión, la máxima temperatura de pared admisible en la placa combustible se fija en 90°C.

- Flujo Calórico Máximo Admisible :

El flujo calórico máximo será tal que asegure que en ningún caso durante la operación nominal se produzca el inicio de la ebullición nucleada. (Formación de burbujas de vapor en las paredes, con fluido subsaturado).

- Condiciones del sumidero final de calor :

Para los cálculos se tomará como base las condiciones ambientales más exigidas durante el verano. Temperatura de bulbo húmedo base del proyecto : 22 °C.

- Nivel de agua en el Tanque Principal :

Se asegurará que el nivel de agua en el tanque principal del reactor, no descienda de un límite mínimo fijado por la posición de las tuberías de salida del refrigerante ($H_s = 550$ cm.), manteniendo cubiertos los elementos combustibles bajo todas cir-cunstancias.

2.2

PROCESO DEL CALCULO DEL CAUDAL DE REFRIGERACION DEL SISTEMA PRIMARIO

Para efectuar el Cálculo Termohidráulico del RP-10, es necesario tener en cuenta las bases de diseño sobre las cuales se garantiza la operación normal del reactor.

Este Cálculo nos permite obtener el caudal total "Qp", necesario en el sistema primario de refrigeración, para la operación del reactor a su potencia nominal de 10 MW.

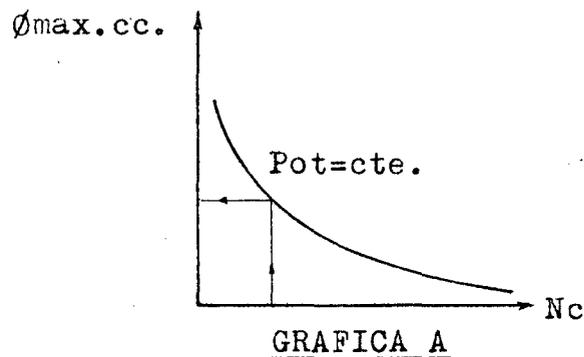
El diseño del caudal está orientado a satisfacer las restricciones térmicas establecidas, garantizando la operación del reactor para un número po

sible de configuraciones en el núcleo; a la vez que satisface las restricciones hidráulicas inherentes al sistema primario de refrigeración.

2.2.1

CALCULO DEL CAUDAL POR RESTRICCIÓN TÉRMICA

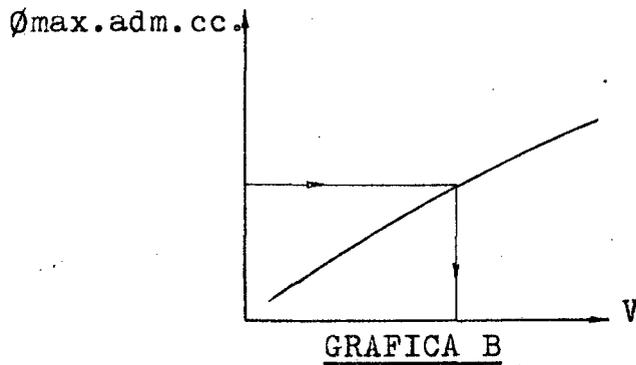
El flujo calórico máximo en el canal caliente para la potencia nominal del reactor, es función del número de elementos combustibles presentes en el núcleo. (Ver Gráfica A)



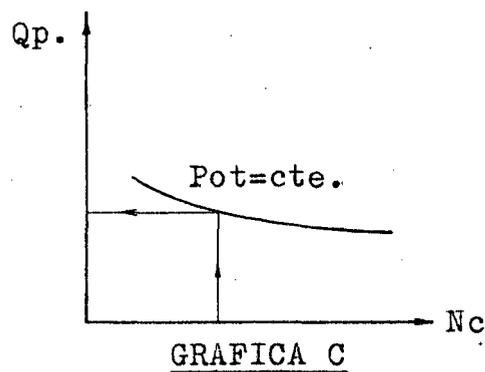
De ésta gráfica podemos deducir que las condiciones más críticas para el diseño del caudal, es cuando tengamos en el núcleo un menor número de elementos combustibles, puesto que el fluido refrigerante tendría que evacuar un mayor flujo calórico máximo.

Establecidas las restricciones térmicas y condiciones de entrada al programa del código de cálculo Térmic-1B, obtenemos la relación existente entre el flujo calórico máximo admisible en el canal caliente y la velocidad del fluido refrigerante. (Ver

Gráfica B); donde la extracción de flujos cada vez mayores, exige velocidades de circulación del fluido refrigerante a su vez mayores.



La observación conjunta de las gráficas A y B permite deducir que un número menor de cajas combustibles en el núcleo, exige una mayor velocidad de circulación del fluido refrigerante, lo que se traduce en la necesidad de un mayor caudal Q_p . (Ver Gráfica C).



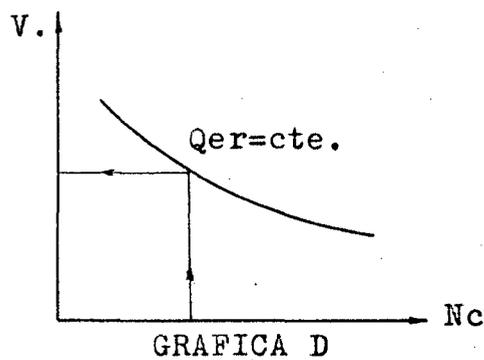
Establecida la configuración del núcleo desde el punto de vista neutrónico, de la Gráfica C obtenemos el caudal total necesario en el sistema primario de refrigeración del RP-10.

Este caudal así diseñado, asegura por restricción térmica la refrigeración del núcleo para un número mínimo de elementos combustibles; configuración mínima que es función de las restricciones hidráulicas del sistema.

2.2.2

VERIFICACION POR RESTRICCIÓN HIDRAULICA DEL CALCULO DEL CAUDAL

Manteniendo constante el caudal efectivo de refrigeración diseñado por restricción térmica, podemos asegurar la refrigeración de un determinado número de configuraciones del núcleo, variando la velocidad de circulación del fluido refrigerante. (Ver Gráfica D).

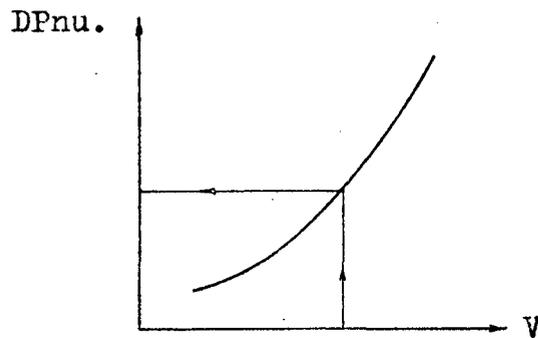


Pero la velocidad de circulación debe estar dentro de los límites hidráulicos impuestos por la pérdida de presión en el núcleo, la posición de las tuberías de salida de refrigerante y la altura míni



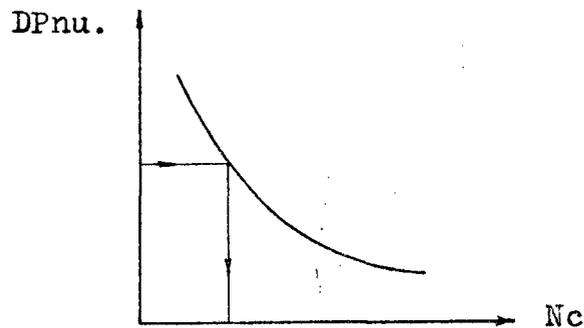
nima del nivel de agua en el rompesifón para evitar el descebado de las bombas del sistema primario.

Haciendo uso del Código de cálculo DTP-1, determinamos la pérdida de carga total en el núcleo, como una sumatoria de las pérdidas de carga parciales ocurridas en las distintas singularidades del elemento combustible, en función de la velocidad del fluido refrigerante. (Ver Gráfica E).



Gráfica E

Así mismo de la composición de las gráficas D y E, se determina la pérdida de presión en el núcleo en función del número de elementos combustibles. (Ver Gráfica F)



GRAFICA F

Para el caudal diseñado por restricción tér-

mica la pérdida de carga por frotamiento en las tuberías de salida del refrigerante y la carga dinámica respectivamente, no dependen del número de elementos combustibles presentes en el núcleo.

Habiendo establecido la posición del sifón(H_s) y como límite de operación el nivel mínimo de agua en el rompesifón(H_{rs}), mediante la siguiente ecuación :

$$DH_{nu} \leq H_s - (H_{rs} + DH_{tubería} + DH_{dinámico})$$

Obtenemos la máxima pérdida de carga total admisible en el núcleo; con éste valor de la Gráfica F se extrae el número mínimo de elementos combustibles que pueden conformar el núcleo .

Concluimos que el diseño del caudal para la operación del reactor a su potencia nominal, debe satisfacer las restricciones térmicas garantizando la refrigeración del núcleo para un número mínimo de elementos combustibles; a la vez que cumpla las restricciones hidráulicas, tratando de hacer mínima la pérdida de carga en el núcleo para el valor establecido de H_s .

2.3 VALORES GEOMETRICOS NECESARIOS PARA EL CALCULO TERMOHIDRAULICO

2.3.1 ELEMENTOS COMBUSTIBLES

Estos datos corresponden a la Ingeniería de Detalle preparada por NUKEM, para la fabricación del núcleo del RP-10.

2.3.1.1 GENERALIDADES

La siguiente configuración del núcleo ha sido establecida desde el punto de vista neutrónico; sin embargo el número de elementos Standard puede variar a un valor mínimo, resultado del presente cálculo.

$N_c = 29$; Número total de elementos combustibles en el núcleo ($N_c = N_s + N_b$)

$N_s = 24$; Número de elementos combustibles Standard.

$N_b = 5$; Número de elementos combustibles con barras de control.

$N_{p/s} = 16$; Número de placas combustibles en elementos Standard.

$N_{p/b} = 12$; Número de placas combustibles en elementos combustibles de control.

2.3.1.2 DIMENSIONES DE LA PLACA COMBUSTIBLE

(Ver plano CT-RP10-1)

$a = 62.75$ mm. ; Ancho activo de la placa.

$a_t = 70.75$ mm. ; Ancho total de la placa.

$L = 30.75$ mm. ; Semilongitud de la zona activa de

la placa.

$L_1 = 327.5 \text{ mm.}$; Semilongitud total de la placa.

2.3.1.3 DIMENSIONES EXTERNAS DEL ELEMENTO COMBUSTIBLE

(Ver plano CT-RP10-2)

$A = 81.24 \text{ mm.}$; Ancho externo de la caja combustible.

$L_t = 957.3 \text{ mm.}$; Longitud total del elemento combustible.

$b = 3.3 \text{ mm.}$; Espaciamiento entre placas combustibles.

Para el diseño del caudal por restricción térmica, asumimos que la sección transversal del canal caliente se define como :

$$S_1 = a_1 \times b$$

$$S_1 = 7.075 \times 0.33$$

$$S_1 = 2.33475 \text{ cm}^2$$

2.3.1.3 DIMENSIONES DE LAS SINGULARIDADES CORRESPONDIENTES A TRAMOS RECTOS EN EL ELEMENTO COMBUSTIBLE

(Ver Código de Cálculo DTP-I)

$L_1 = 50 \text{ mm.}$

$L_2 = 655 \text{ mm.}$

$L_3 = 15 \text{ mm.}$

$L_4 = 158.03562 \text{ mm.}$

$L_5 = 75 \text{ mm.}$

2.3.2 DIMENSIONES DE LA GRILLA

(Ver plano CT-RP10-3)

Lg = 840 mm. ; Longitud de la Grilla.

Ag = 840 mm. ; Ancho de la Grilla.

Hg = 200 mm. ; Altura de la Grilla.

Dl = 61.7mm. ; Diámetro de los orificios grandes.

dl = 22.5mm. ; Diámetro de los orificios pequeños.

Nog = 100 ; Número de orificios grandes.

Nop = 81 ; Número de orificios pequeños.

2.3.3

DIMENSIONES DEL SIFON

(Ver Esquema Nº 9)

Hcn = 304.52 cm. ; Distancia desde el nivel superior del núcleo hasta el sifón.

ds = 12" = 30.48cm.; Diámetro de la tubería del sifón.

H = 885 cm. ; Altura del agua desde el nivel superior del núcleo hasta la su perficie libre del agua en el Tan que Principal del reactor.

CAPITULO Nº 3

HIPOTESIS EMPLEADAS

3.1 HIPOTESIS NUCLEARES

3.1.1 DISTRIBUCION DEL FLUJO CALORICO EN EL NUCLEO

Los flujos calóricos máximos que pueden encontrarse en el núcleo son función del canal caliente más exigido (De mayor potencia), y del punto de mayor flujo calórico a lo largo del canal.

La determinación de éstos parámetros para un reactor nuclear tipo piscina, con elementos combustibles MTR, asume una distribución de la potencia en forma Cosenoidal para la dirección radial y axial donde la relación de la potencia máxima a la potencia nominal se determina en base a las siguientes hipótesis :

3.1.1.1 DISTRIBUCION RADIAL DE LA POTENCIA

Determina la ubicación del canal caliente de mayor potencia.

$$K_r = \frac{\overline{\phi_{cc.}}}{\phi} \cong 1.27$$

Donde :

K_r = Factor de aplastamiento radial, cuyo valor es asumido según experiencias en los reactores franceses Melusine y Tritón.

$\overline{\phi_{cc.}}$ = Flujo calórico promedio en el canal caliente (W/cm^2).

$\bar{\phi}$ = Flujo calórico promedio en el reactor.
(W/cm²).

3.1.1.2 DISTRIBUCION AXIAL DE LA POTENCIA

Determina la ubicación del punto de mayor flujo calórico a lo largo del canal caliente.

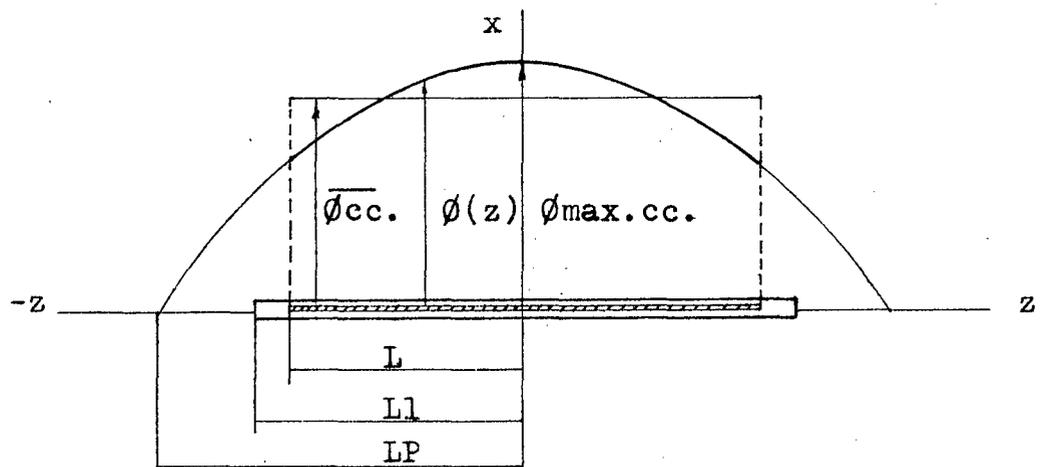
$$K_a = \frac{\phi_{\text{max.cc.}}}{\bar{\phi}_{\text{cc.}}}$$

Donde :

$\phi_{\text{max.cc.}}$ = Flujo calórico máximo en el canal caliente. (W/cm²)

k_a = Factor de aplastamiento axial.

El factor K_a , es obtenido asumiendo una distribución cosenoidal del flujo calórico a lo largo de la placa combustible (Ver Esquema N° 3), donde la longitud considerada incluye la extrapolación del flujo neutrónico; por lo que la longitud activa de 61.5 cm. se ve aumentada en el cálculo a 77.5 cm. (Llamada longitud extrapolada = 2LP).



DISTRIBUCION AXIAL DEL FLUJO CALORICO
ESQUEMA N° 3

Esta distribución cosenoidal implica que el flujo en una cota (z), de la placa combustible se determina mediante la siguiente expresión :

$$\phi(z) = \phi_{\max cc} \cdot \cos(\pi \cdot z / 2LP) \quad (3-1)$$

La integración del flujo calórico promedio a lo largo de la longitud activa de la placa combustible nos da :

$$\int_{-L}^L \overline{\phi_{cc}} \cdot dz = \overline{\phi_{cc}} \cdot 2L$$

Considerando que la placa combustible transmite calor por sus dos caras, para obtener la potencia promedio por placa, multiplicaremos la expresión anterior por dos veces el ancho activo de la placa.

$$\overline{POT} = \overline{\phi_{cc}} \cdot 2L \cdot 2a \quad (3-2)$$

Así mismo, la integral del flujo correspondiente a la distribución cosenoidal en cualquier cota, $\phi(z)$, a lo largo de la longitud activa, permite obtener la potencia real disipada en la placa.

$$POT = \left[\int_{-L}^L \phi(z) \cdot dz \right] \cdot 2a \quad (3-3)$$

Igualando las ecuaciones (3-2) y (3-3) obtenemos:

$$\overline{\phi_{cc}} \cdot 2L \cdot 2a = \left[\int_{-L}^L \phi(z) \cdot dz \right] \cdot 2a$$

Simplificando y reemplazando la relación (3-1) obtenemos :

$$\overline{\phi_{cc}} \cdot 2L = \int_{-L}^L \phi_{maxcc} \cdot \cos(\pi \cdot z / 2LP) \cdot dz$$

$$\overline{\phi_{cc}} \cdot 2L = \frac{2LP}{\pi} \cdot \phi_{maxcc} \cdot \left[\text{SEN} \left(\frac{\pi \cdot L}{2LP} \right) - \text{SEN} \left(\frac{-\pi L}{2LP} \right) \right]$$

$$\overline{\phi_{cc}} \cdot 2L = \frac{2LP}{\pi} \cdot \phi_{maxcc} \cdot 2 \text{SEN} \left(\frac{\pi \cdot L}{2LP} \right)$$

$$\frac{\phi_{maxcc}}{\overline{\phi_{cc}}} = \frac{2L \cdot \pi}{2LP \cdot 2 \text{SEN} \left(\frac{\pi \cdot L}{2LP} \right)}$$

$$K_a = \frac{\phi_{maxcc}}{\overline{\phi_{cc}}} = \frac{\pi \cdot L}{2LP \cdot \text{SEN} \left(\frac{\pi \cdot L}{2LP} \right)}$$

Reemplazando los valores de L y LP, semilongitud activa y extrapolada respectivamente, obtenemos el valor de Ka.

$$K_a = 1.3150483$$

3.1.1.3 ALTERACIONES DE LA DISTRIBUCION DE LA POTENCIA

Con la finalidad de tomar en cuenta las distorsiones producidas por las barras de control se asume un cierto factor (Kp), denominado factor de Pico, el cual depende del tipo de barras de control usadas.

Reactores similares al RP-10 (Siloe, Melusine, Cabri), muestran factores de pico de hasta 1.4; valor que es asumido en el presente cálculo.

El producto de los tres coeficientes antes mencionados, establece una relación entre el flujo calórico máximo en el canal caliente y el flujo calórico promedio en el reactor.

$$\begin{aligned}\phi_{\max cc} &= (K_r \cdot K_a \cdot K_p) \cdot \bar{\phi} \\ \phi_{\max cc} &= K_T \cdot \bar{\phi}\end{aligned}\quad (3-4)$$

Donde K_T , se denomina Coeficiente de Aplastamiento Total y se calcula como el producto de cada uno de los valores asumidos para los coeficientes.

$$K_T = K_r \cdot K_a \cdot K_p = 2.3381559$$

Con la finalidad de permitir mayor flexibilidad en cuanto a las configuraciones nucleares, se adopta para K_T un valor más conservador :

$$K_T = 2.5$$

El flujo calórico promedio en el reactor es calculado mediante la siguiente expresión :

$$\bar{\phi} = \frac{\text{Potencia Nominal (Watt)}}{\text{Superficie calefactora del núcleo (cm}^2\text{)}}$$

3.1.2

GENERACION DE LA POTENCIA EN EL NUCLEO

Quando uno usa el término "Potencia generada en el núcleo"; se refiere no solamente a la potencia generada por la fisión de los elementos combustibles, sino que también se incluye a la potencia

producida por la moderación neutrónica en el refrigerante y por la interacción de la radiación con la materia :

$$PN = P_m + P_e + P_f$$

Potencia producida por la moderación neutrónica (P_m)

Los neutrónes que llegan al moderador (refrigerante), son frenados o bajados de energía por sus continuas interacciones con el Hidrógeno presente en el H₂O y en éstas colisiones dejan una cierta cantidad de energía depositada en el moderador, que se transforma en energía calórica.

En los reactores tipo piscina como el RP-10, la potencia generada por éste proceso es aproximadamente el 10% de la potencia nominal.

Potencia producida por la interacción de la radiación con los materiales estructurales (P_e)

Al producirse el proceso de fisión, también se producen diversos tipos de radiaciones (Radiaciones Alfa, Beta, Gama, etc.), las cuales al interaccionar con los materiales estructurales que contiene el núcleo, produce un calentamiento de los mismos, por lo que se origina una transmisión de calor de los componentes estructurales al refrigerante.

Para el presente cálculo la potencia generada por éste proceso se asume despreciable.

Potencia generada por el proceso de fisión (Pf)

Si un núcleo de masa 235 se fracciona, debe haber una liberación de energía. La potencia generada por éste proceso de fisión se produce dentro de las placas combustibles.

En el presente cálculo se asume que la potencia generada en el núcleo es enteramente producida por las placas combustibles.

$$PN = Pf \quad (3-5)$$

Esta hipótesis es conservadora debido a que un balance calórico del núcleo mostraría que el 90% de la potencia se produce en las placas combustibles y el 10% es aproximadamente producido por el fluido refrigerante.

3.2 HIPOTESIS TERMICAS

La condición de operación más exigida es la temperatura de entrada del fluido refrigerante al núcleo. Este valor se asume en base al siguiente cálculo :

3.2.1 CALCULO DE LA TEMPERATURA DE ENTRADA DEL REFRIGERANTE AL NUCLEO

Las bases del diseño termohidráulico, estable-

cen que la temperatura de bulbo humedo base del proyecto es igual a 22°C.

Considerando como base paramétrica las experiencias realizadas en el RA-3, para el cálculo de la temperatura de entrada del fluido refrigerante al núcleo asumimos los siguientes valores :

- Temperatura del refrigerante a la salida de la torre de enfriamiento : $T_{bh} + 5^{\circ}\text{C}$.

Donde el grado de aproximación de la torre de enfriamiento es de 5°C.

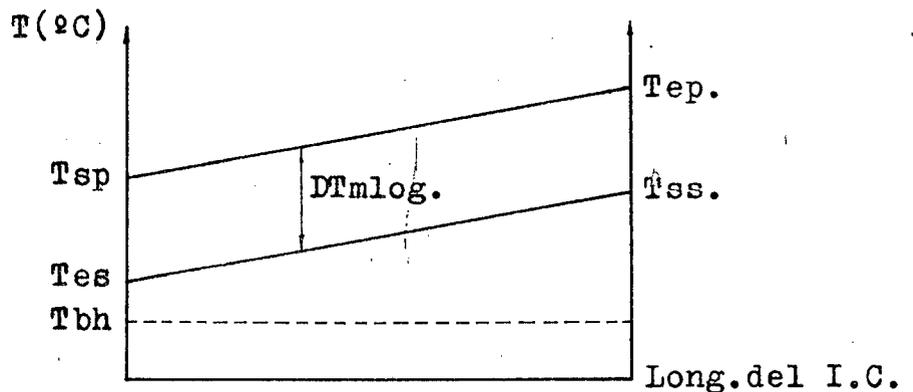
- Caudal total del sistema primario es igual al caudal total del sistema secundario :

$$Q_p = Q_s$$

- El salto medio Logarítmico en el intercambiador de calor es :

$$DT_{mlog} = 10^{\circ}\text{C}.$$

La temperatura de entrada del fluido refrigerante al núcleo, surge del análisis del Esquema N°4, el cual representa el balance térmico en el intercambiador de calor.



ESQUEMA N° 4

Donde :

T_{ep} = Temperatura de entrada del refrigerante del sistema primario.

T_{sp} = Temperatura de salida del refrigerante al sistema primario.

T_{es} = Temperatura de entrada del refrigerante del sistema secundario.

T_{ss} = Temperatura de salida del refrigerante al sistema secundario.

T_{en} = Temperatura de entrada del refrigerante al núcleo.

T_{sn} = Temperatura de salida del refrigerante del núcleo.

Considerando el diagrama de flujo del sistema primario de refrigeración, podemos establecer que :

$$T_{en} = T_{sp} \quad (A-1)$$

$$T_{sn} = T_{ep} \quad (A-2)$$

Luego para el tipo de intercambiador especificado en el esquema anterior se tiene :

$$T_{es} = T_{bh} + 5^{\circ}\text{C.} = 22^{\circ}\text{C} + 5^{\circ}\text{C}$$

$$T_{es} = 27^{\circ}\text{C.}$$

A partir de dicho valor y habiendo establecido $DT_{mlog.}$, es posible obtener :

$$T_{sp} = T_{es} + DT_{mlog}$$

$$T_{sp} = 27^{\circ}\text{C.} + 10^{\circ}\text{C.}$$

$$T_{sp} = 37^{\circ}\text{C.}$$

Aplicando la igualdad (A-1), se tiene :

$$T_{en} = T_{sp} = 37^{\circ}\text{C.}$$

Ante posibles variaciones de la temperatura de bulbo humedo y la eficiencia de las torres de enfriamiento, se asume que la temperatura de entrada del fluido refrigerante al núcleo es :

$$T_{en} = 40^{\circ}\text{C.}$$

Este valor ubica el cálculo termohidráulico en una posición bastante conservadora.

3.3

HIPOTESIS HIDRAULICAS

Por requerimientos de los diversos componentes del núcleo y posibles experimentos, el caudal total " Qp " del sistema primario de refrigeración se define como :

$$Q_p = Q_{er.} + Q_{ext.} \quad (3-6)$$

Donde :

Q_{er.} = Caudal efectivo de refrigeración. Es el caudal que refrigera el núcleo, ya sea circulando por los canales que forman

las placas del elemento combustible, ó circulando entre elementos combustibles.

Q_{ext} = Caudal externo de refrigeración. Flujo de refrigerante tomado por los elementos que conforman el núcleo y que no es aprovechable para la refrigeración de las placas combustibles.

El caudal externo, a su vez se define como la suma de los siguientes caudales :

$$Q_{ext} = Q_1 + Q_2 + Q_3$$

Donde :

Q_1 = Caudal que circula a través de los orificios pequeños de la grilla.

Q_2 = Caudal que circula a través de las cajas de irradiación (Portamuestras).

Q_3 = Caudal que ingresa al circuito primario en el caso que la válvula de clapeta no esté bien cerrada.

La verificación del caudal externo se realiza en el Anexo N°I, donde asumiendo despreciable Q_3 , y haciendo uso del Código de Cálculo DTP, se calcula el caudal que pasa a través de un orificio pequeño y de un elemento combustible para una pérdida de carga en el núcleo; obteniendo los siguientes resultados para la actual configuración del núcleo :

$$Q_1 = 18 \% (Q_p)$$

$$Q_2 = 2 \% (Q_p)$$

$$Q_3 = 0$$

Reemplazando éstos valores en la expresión del caudal externo obtenemos :

$$Q_{ext} = 20 \% (Q_p)$$

El caudal efectivo de refrigeración resulta ser :

$$Q_{er} = 80 \% (Q_p)$$

Luego para el Cálculo Termohidráulico se considera que el caudal total en el sistema primario de refrigeración es :

$$Q_p = 1.25 Q_{er}.$$

(3-7)

CAPITULO Nº 4

CODIGO DE CALCULO TERMIC-1B

CODIGO DE CALCULO TERMIC-1B

Este Código de Cálculo es utilizado con la finalidad de obtener el flujo calórico máximo admisible en el canal caliente, para los parámetros físicos, geométricos y las distintas velocidades del fluido refrigerante.

Se considera que el fluido refrigerante durante la operación normal del reactor actúa en simple fase, con flujo estacionario, circulando por el canal caliente en sentido descendente y con un régimen de escurrimiento Laminar, Transitorio ó Turbulento.

4.1

DATOS DE PARTIDA DEL CODIGO DE CALCULO TERMIC-1B

Son valores necesarios para que el desarrollo del cálculo durante la ejecución del programa tenga un rango establecido. Estos valores forman parte de la Data del programa, condicionando el inicio y el término de la ejecución del mismo.

NV1 = Velocidad inicial del refrigerante.(cm/seg)

NPV = Incremento de la velocidad.(cm/seg)

NV2 = Velocidad final del refrigerante.(cm/seg)

FIO = Flujo calórico máximo.(W/cm²)

DFI = Incremento del flujo calórico máximo.
(W/cm²).

N = Número de cotas en que se ha dividido la longitud total de la placa combustible.

4.2

INTERPRETACION DEL CODIGO DE CALCULO TERMIC-1B

Para el cálculo del flujo calórico máximo admisible en el canal caliente, el programa Termic-1B establece como restricción térmica la temperatura máxima de pared que deba alcanzar la placa combustible.

Considerando los datos de partida, el programa toma como valores iniciales la velocidad $NV1$ y el flujo calórico máximo FIO , realizando un cálculo iterativo para verificar si con éstos valores se cumple la restricción térmica.

Durante éste proceso de verificación el programa analiza las propiedades físicas del fluido refrigerante a lo largo del canal caliente (Numero de Reynolds, Temperatura, Presión,...); desidiendo en cada cota si la temperatura de pared ha alcanzado la restricción térmica.

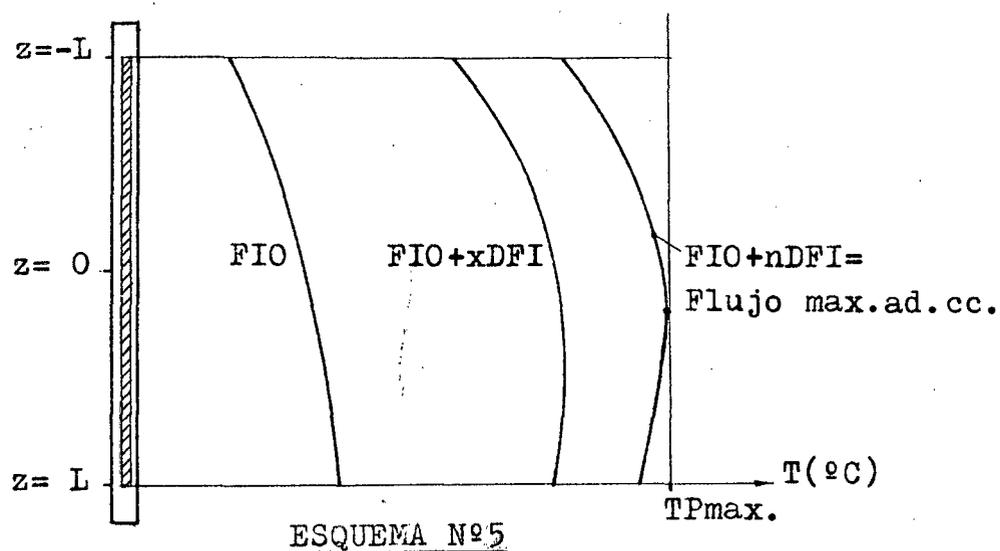
Si para el valor de FIO , la restricción impuesta no se cumple en ninguna cota de la placa combustible, el programa repite sucesivamente el cálculo para valores crecientes del flujo calórico máximo, $FIO+DFI$; $FIO+2DFI$;.... hasta encontrar el valor del

flujo calórico máximo con el cual se cumpla la restricción térmica.

Cumplida la restricción térmica el programa calcula las propiedades físicas del fluido refrigerante para todas las cotas del canal caliente y las manda a imprimir conjuntamente con la velocidad y el flujo calórico máximo al que ocurre la temperatura máxima de pared que como límite se ha impuesto.

El programa continua calculando el flujo calórico máximo admisible para valores crecientes de la velocidad, incrementando la velocidad en $NV1+NPV$; $NV1+2NPV$;.... hasta que asume la velocidad final $NV2$, donde termina el programa.

En el Esquema N°5, se presenta la evolución de la temperatura de pared a lo largo de la placa combustible, correspondiente a cada flujo calórico máximo asumido por el programa hasta el punto inminente en que alcanza la máxima temperatura de pared.



4.3

FACTORES DE INCERTIDUMBRE

Con la finalidad de tomar en cuenta posibles desviaciones de los procesos de cálculo, medición y fabricación, se asume ciertos factores de incertidumbre los cuales se aplican todos simultáneamente y en el sentido más desfavorable en las correlaciones utilizadas por el Código de Cálculo Termic-1B.

1. Factor de incertidumbre en la temperatura de entrada del fluido refrigerante al núcleo:

$$DTE = 2^{\circ}C.$$

2. Factor de incertidumbre considerado en el calentamiento del fluido refrigerante :

f1 = 1.02 = Variación del contenido en peso de Uranio en las placas combustibles.

f2 = 1.05 = Variación en la medición de la potencia.

f3 = 1.05 = Variación de la superficie activa de la placa combustible.

f4 = 1.10 = Variación de la sección del canal como consecuencia de la tolerancia entre placas.

f5 = 1.10 = Variación de la velocidad en el canal con relación a la velocidad nominal.

$$F1 = f1.f2.f3.f4.f5 = 1.3607055$$

3.- Factor de incertidumbre considerado en la caída de temperatura entre la pared y la vena líquida :

$f_6 = 1.08 =$ Distribución del Uranio en la placa combustible (Homogeneidad)

$f_7 = 1.10 =$ Variación del espesor de Uranio en la placa combustible.

$f_8 = 1.25 =$ Validez de la correlación de Colburn.

$F_2 = f_1.f_2.f_5.f_6.f_7.f_8 = 1.7494785$

4.- Factores de incertidumbre considerados en la temperatura de saturación del refrigerante :

$F_5 = 1.10 =$ Variación de la velocidad en el canal con relación a la velocidad nominal.

$F_9 = 1.04 =$ Variación de la presión atmosférica.

$F_{10} = 1.01 =$ Descenso del nivel de refrigerante en el tanque principal.

$F_{11} = 1.005 =$ Variación del peso específico del agua debido a la variación de la temperatura.

$F_{12} = 1.10 =$ Validez de la pérdida de carga por frotamiento.

$F_{13} = 1.10 =$ Validez de la expresión de pérdida de carga por singularidades.

5. Factores de incertidumbre considerados en el sobrecalentamiento :

Se consideran dos factores :

- Incertidumbre debido al flujo superficial :

$$F20 = f1.f2.f6.f7 = 1.272348$$

- Incertidumbre debido a la validez de la fórmula empleada :

$$F14 = 1.20$$

4.4 ECUACIONES UTILIZADAS EN EL CODIGO DE CALCULO TERMIC-1B

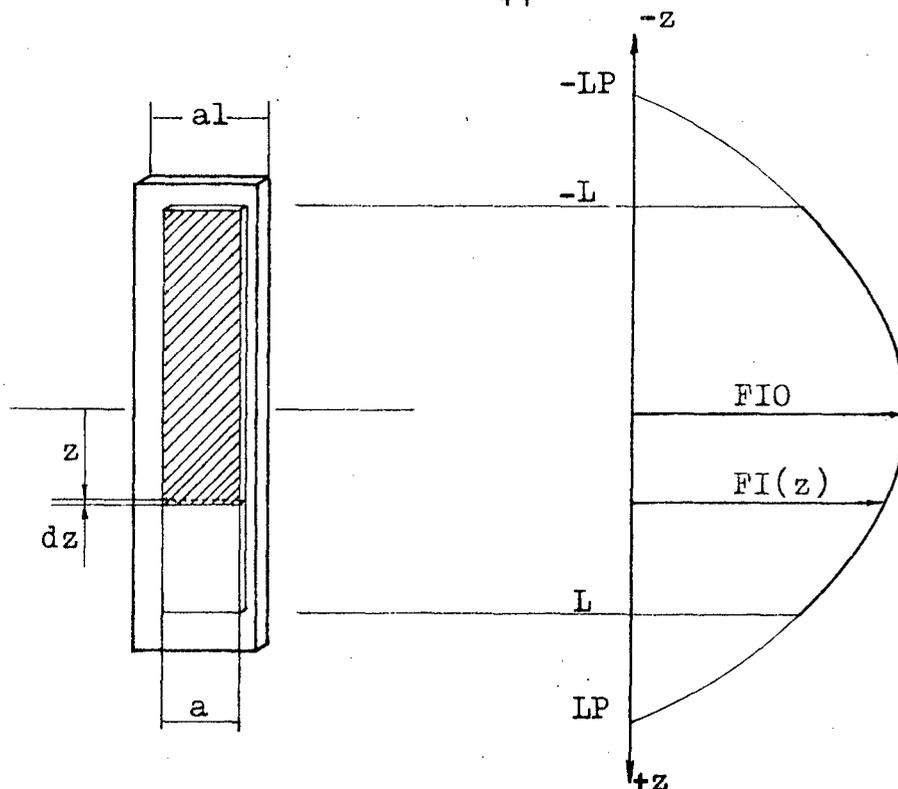
4.4.1 DISTRIBUCION AXIAL DEL FLUJO TERMICO

Habiendo establecido en las hipótesis nucleares que la distribución del flujo térmico es cosenoidal, según el Esquema N°6, definimos el flujo térmico en una cota (z) de la placa combustible, mediante la siguiente relación :

$$FI(z) = FIO.Cos(\pi.z/2LP) \quad \text{Watt/cm}^2. \quad (5-1)$$

La potencia real disipada en la cota (z), se determina integrando el flujo térmico FI(z), a lo largo de la superficie activa de la placa combustible.

$$POT(z) = \left[\int_{-1}^z FI(z).dz \right] . 2a \quad (5-2)$$



ESQUEMA N°6

Un caso particular de la ecuación (5-2), es cuando la cota ($z = L$), donde obtenemos la potencia total disipada por placa combustible :

$$POT = \left[\int_{-L}^L FI(z).dz \right] . 2a$$

$$POT = \left[\int_{-L}^L FIO . \text{Cos}(\pi . z/2LP) . dz \right] . 2a$$

$$POT = \frac{FIO . 4LP}{\pi} . 2a \left[\text{SEN}(\pi . L/2LP) \right] \quad (5-3)$$

4.4.2

EVOLUCION DE LA TEMPERATURA DEL FLUIDO REFRIGERANTE A LO LARGO DEL CANAL CALIENTE

La temperatura del fluido refrigerante en una

cota (z) del canal caliente se define como :

$$TZ = TE + \frac{POT(z)}{\dot{w}.cp} \dots\dots\dots(A-1)$$

- Según la ecuación (5-2) definimos :

$$POT(z) = \left[\int_{-L}^z FI(z).dz \right] . 2a$$

$$POT(z) = \left[\int_{-L}^z FIO.Cos(\pi.z/2LP).dz \right] 2a$$

$$POT(z) = FIO. \frac{2LP}{\pi} . 2a \left[SEN(\pi.z/2LP) - SEN(\pi.L/2LP) \right] \dots$$

..... (A-2)

- En el denominador del segundo miembro de la ecuación(A-1) : $\dot{w}.cp$; definimos :

$$cp = 1 \text{ Cal/gr.}^\circ\text{C} = 4.186 \text{ Joule/gr.}^\circ\text{C}$$

$$\dot{w} = \rho . V.Sl = \text{Flujo másico de H}_2\text{O}$$

$$\rho = 1 \text{ gr/cm}^3 = \text{Densidad del H}_2\text{O}$$

$$V = (\text{cm/seg}) = \text{Velocidad del H}_2\text{O}$$

$$Sl = a.l.b = \text{Sección transversal del canal caliente (cm}^2\text{)}$$

Luego :

$$\dot{w}.cp = 4.186 . Sl . V \quad (\text{W/}^\circ\text{C}) \quad \dots\dots(A-3)$$

Reemplazando los resultados (A-2) y (A-3) en la ecuación (A-1) obtenemos :

$$TZ = TE + \frac{FIO. \frac{2LP}{\pi} . 2a \left[SEN(\pi.z/2LP) + SEN(\pi.L/2LP) \right]}{4.186 Sl.V}$$

Si consideramos en ésta ecuación los factores de incertidumbre, obtenemos:

$$TZ = TE + DTE + \frac{Fl.FIO.2LP.2a}{\pi} \left[\text{SEN}(\pi.z/2LP) + (\pi.L/2LP) \right] \dots$$

$$\dots\dots\dots(5-4)$$

4.186 Sl.V

4.4.3

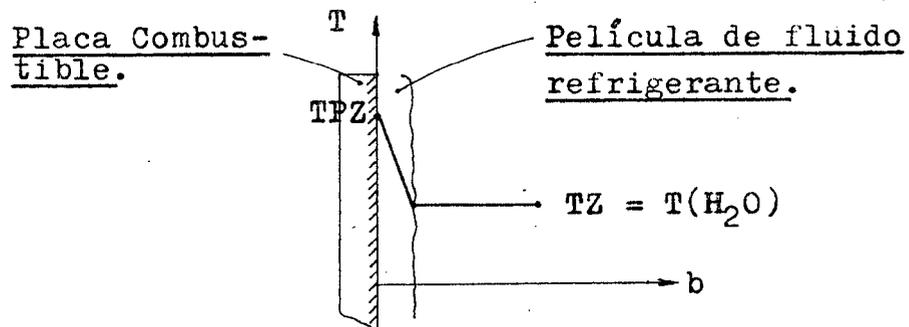
EVOLUCION DE LA TEMPERATURA DE LA PLACA COMBUSTIBLE

Haciendo uso de la definición de conductancia térmica por convección, la rapidez de transferencia de calor en una cota (z) de la placa combustible es:

$$FI(z) = hc.(TPZ - TZ)$$

De ésta ecuación, la temperatura de pared en una cota (z) de la placa combustible se define mediante la siguiente relación :

$$TPZ = TZ + \frac{FI(z)}{hc} \quad (5-5)$$



Para evaluar la temperatura de pared es necesario conocer el coeficiente de transferencia de calor convectivo entre la placa combustible y el fluido refrigerante (hc). Este coeficiente puede calcularse

se del número adimensional de Nusselt :

$$\text{Nu} = hc. D/k \quad (5-6)$$

Donde :

D = Diámetro hidráulico del canal caliente.

$$D = \frac{4 S1}{2(a1+b)} \quad (\text{cm.})$$

k = Conductividad térmica del fluido (W/cm.°C)

En la práctica el número de Nusselt se evalúa a partir de ecuaciones empíricas basadas en resultados experimentales, en función de los números adimensionales de Prandt y Reynolds.

$$\text{Nu} = \phi(\text{Pr})\psi(\text{Re})$$

El número de Prandt se define como una función de las propiedades físicas del fluido :

$$\text{Pr} = \text{Cp} \cdot \mu/k \quad (5-7)$$

Donde :

Cp = Calor específico a presión constante del fluido (Joule/gr.°C)

μ = Viscosidad dinámica del fluido (gr./cm.seg)

El número de Nusselt depende principalmente de las condiciones del flujo, que se caracterizan por el número de Reynolds :

$$\text{Re} = V \cdot D/\nu \quad (5-8)$$

Donde :

V = Velocidad de circulación del refrigerante
en el canal caliente (cm/seg)

ν = Viscosidad cinemática del fluido que se evalúa mediante la siguiente relación polinómica :

$$\nu = \left[(13.2409/TZ - 3.43213)/TZ + 0.342724 \right] / TZ - 0.825825 \times 10^{-4}$$

El flujo es laminar cuando el número de Reynolds $Re < 2100$; En el dominio de números de Reynolds entre $2100 < Re < 10000$, tiene lugar el régimen transitorio; para números de Reynolds $Re > 10000$, el flujo llega a ser completamente turbulento.

El programa Termic-1B, evalúa la evolución de la temperatura de pared considerando un régimen de escurrimiento Laminar, Transitorio ó Turbulento.

4.4.3.1 CALCULO DE LA TEMPERATURA DE PARED EN REGIMEN LAMINAR

(Re < 2100)

El mecanismo del flujo de calor en régimen puramente laminar es la Conducción. La rapidez de flujo de calor entre la pared del elemento combustible y el fluido refrigerante, puede obtenerse analíticamente resolviendo como simultáneas las ecuaciones

del movimiento y de la conducción de calor.

En ésta oportunidad haremos uso de la ecuación empírica propuesta por Sieder-Tate para la convección forzada en régimen laminar.

$$Nu = 1.86(Re.Pr.D/L)^{.33} (\nu/\nu_p)^{.14}$$

Donde :

ν = Viscosidad cinemática a la temperatura del fluido.

ν_p = Viscosidad cinemática a la temperatura de pared.

El coeficiente de transferencia de calor convectivo se obtiene de la definición del número de Nusselt (5-6).

$$hc(z) = Nu \cdot k/D$$

$$hc(z) = 1.86 (Re.Pr.D/L)^{.33} (\nu/\nu_p)^{.14} \cdot k/D$$

Reemplazando ésta expresión en la ecuación(5-5) obtenemos la temperatura de pared :

$$TPZ = TZ + \frac{FIO. \cos(\pi.z/2LP)}{1.86(Re.Pr.D/L)^{.33} (\nu/\nu_p)^{.14} \cdot k/D}$$

Si consideramos el factor de incertidumbre F2, obtenemos :

$$TPZ = TZ + \frac{F2. FIO. \cos(\pi.z/2LP)}{1.86(Re.Pr.D/L)^{.33} (\nu/\nu_p)^{.14} \cdot k/D} \dots(5-9)$$

4.4.3.2 CALCULO DE LA TEMPERATURA DE PARED EN REGIMEN TRANSITORIO

$$(2100 < Re < 10000)$$

Los mecanismos de transferencia de calor y flujo de fluidos en la región de transición varían considerablemente. En ésta región se ha observado que el flujo es inestable, existiendo fluctuaciones en la caída de presión y en la transferencia de calor.

Para el proposito de estimar el número de Nusselt en la región de transición puede emplearse la correlación propuesta por Frank Kreith :

$$A = (hc/Cp \cdot l \cdot V) \cdot Pr^{2/3} \cdot (\rho_p/\rho) \cdot 14$$

El valor de A se encuentra graficado en una curva de tipo doble Logarítmica, en función del número de Reynolds para los distintos valores del parámetro D/L.

Con el fin de utilizar la citada correlación en el programa Termic-1B, se efectuó una aproximación de la curva a una parábola de segundo grado :

$$Y = aX^2 + bX + c$$

En ésta ecuación $Y = \text{Log}(A)$, siendo función de $X = \text{Log}(Re)$.

Para la curva correspondiente al parámetro D/L, definido para los elementos combustibles del RP-10, determinamos el valor de los coeficientes a, b, c, me

diante una aproximación por mínimos cuadrados :

$$a = -6.834$$

$$b = 5.45376$$

$$c = -13.2305$$

Evaluando en la ecuación de segundo grado obtenemos :

$$\text{Log}(A) = -6.834(\text{LogRe})^2 + 5.45376(\text{LogRe}) - 13.2305$$

De ésta ecuación determinamos el valor de "A" y de la correlación propuesta por Frank Kreith, el coeficiente de transferencia de calor convectivo se define como :

$$h_c = \frac{A \cdot C_p \cdot V}{Pr^{2/3}} \cdot (\Delta/\rho_p)^{.14}$$

Reemplazando ésta expresión en la ecuación(5-5) y considerando el factor de incertidumbre F2, obtenemos la evolución de la temperatura de pared de la placa combustible en régimen transitorio :

$$TPZ = TZ - \frac{F2 \cdot FIO \cdot \text{Cos}(\pi \cdot z/2LP) \cdot Pr^{2/3} \cdot (\Delta_p/\Delta)^{.14}}{A \cdot C_p \cdot V} \quad (5-10)$$

4.4.3.3 CALCULO DE LA TEMPERATURA DE PARED EN REGIMEN TURBULENTO (Re > 10000)

Las expresiones finales que se obtienen de analogías avanzadas para evaluar la transferencia

de calor en flujo Turbulento, son muy complicadas.

Colburn, establece sobre la base de datos experimentales la siguiente correlación :

$$Nu = .023 \times Re^{.8} \cdot Pr^{.4}$$

Luego el coeficiente de transferencia de calor convectivo se obtiene de la definición del número de Nusselt (5-6).

$$hc(z) = .023 \times Re^{.8} \cdot Pr^{.4} \cdot k/D$$

Considerando una función KTF definida como :

$$KTF = 4.18 \times .023 \times Pr^{.8} \cdot (Cp/\mu)^{.4} \cdot k^{.6}$$

En la expresión del coeficiente convectivo obtenemos :

$$hc(z) = KTF \cdot \frac{Vl^{.8}}{Dl^{.2}}$$

Donde :

$$Vl = (\text{m/seg})$$

$$Dl = (\text{mm.})$$

La función KTF puede expresarse con suficiente aproximación dentro del rango de valores utilizados, como :

$$KTF = .2555 TF^{.3555}$$

Donde (TF), es la temperatura promedio de la película de fluido definida como :

$$TF(z) = .5 (TPZ + TZ)$$

Evaluando la relación del coeficiente convectivo en la ecuación (5-5) y considerando el factor de incertidumbre F2, obtenemos la evolución de la temperatura de pared :

$$TPZ = TZ + \frac{F2 \cdot FIO \cdot \text{Cos}(\pi \cdot z / 2LP)}{KTF \cdot V1 \cdot 8 / D1 \cdot 2} \quad (5-11)$$

Cuando el programa Termic-1B, remite el control a cada uno de los subprogramas de función, inicialmente la temperatura de pared es desconocida, entonces el programa asume que $TPP=TZ$, luego realiza un cálculo iterativo hasta que la diferencia entre la temperatura de pared calculada (TP) y la temperatura asumida, $(TP-TPP-.01TP)$, sea menor igual que cero.

Si ésta sentencia lógica se cumple; (TP), será la temperatura de pared para el régimen de escurrimiento y condiciones físicas establecidas.

4.4.4 EVOLUCION DE LA PRESION DEL FLUIDO REFRIGERANTE A LO LARGO DEL CANAL CALIENTE

Considerando que el núcleo se encuentra ubicado a cierta profundidad del nivel de agua del tanque principal del reactor, la presión absoluta del fluido refrigerante en una cota (z) de la placa combustible es :

$$P(z) = P_{atm} + HL + Ll + z - (PZ) - \frac{V^2}{2g} \dots (B-1)$$

Donde (PZ), es la pérdida de carga entre la entrada del canal y la cota (z) de la placa combustible, la cual se evalúa como la suma de los siguientes términos :

(PZ)_s = Pérdida singular de entrada.

$$= .517 \frac{V^2}{2g}$$

(PZ)_l = Pérdida de carga a lo largo del canal.

$$= .316 \lambda^{.25} \cdot (Ll + z) \cdot \frac{V^{1.75}}{2g \cdot D^{1.25}}$$

Entonces (PZ) queda definida :

$$(PZ) = .517 \frac{V^2}{2g} + .316 \lambda^{.25} \cdot (Ll + z) \cdot \frac{V^{1.75}}{2g \cdot D^{1.25}}$$

Considerando en la ecuación (B-1) los factores de incertidumbre obtenemos :

$$P(z) = \frac{P_{atm}}{F_9} + \frac{(HL+Ll+z)}{F_{10} \cdot F_{11}} - F_{12} \cdot F_{13} (PZ) - F_5 \frac{V^2}{2g} \dots (5-12)$$

4.4.5 EVOLUCION DE LA TEMPERATURA DE SATURACION DEL FLUIDO REFRIGERANTE

Cuando en una cota (z) del canal caliente, el fluido refrigerante existe como líquido saturado a

la presión $P(z)$, la correspondiente temperatura de saturación se evalúa mediante la siguiente relación :

$$T(z)_{\text{sat}} = 100 \left[\frac{P(z)}{P_{\text{atm}}} \right]^{.2555}$$

Donde :

$$T(z)_{\text{sat}} = (^\circ\text{C})$$

$$P(z) = \text{Presión absoluta del refrigerante en la cota } z, \text{ (cm.H}_2\text{O)}$$

$$P_{\text{atm}} = 1033 \text{ cm.H}_2\text{O}$$

4.4.6 CALCULO DEL SOBRECALENTAMIENTO

Para que en una cota (z) del canal caliente se inicie la ebullición del fluido refrigerante, es necesario que la temperatura de saturación $T(z)_{\text{sat}}$, sea incrementada en una cantidad $DT(z)_{\text{sat}}$, la cual denominamos sobrecalentamiento .

Para valores de $P(z)$ entre 1 a 50 atmósferas, el sobrecalentamiento se evalúa usando la relación propuesta por Foter y Greif :

$$DT(z)_{\text{sat}} = 4.57 \cdot \frac{[FI(z)]^{.35}}{[Pl(z)]^{.23}}$$

Donde :

$$FI(z) = (W/\text{cm}^2)$$

$$Pl(z) = (\text{Kg}/\text{cm}^2) = P(z) \cdot 10^{-3} \text{ (cm.H}_2\text{O)}$$

La ecuación anterior puede expresarse como :

$$DT(z)_{sat} = 4.57 \frac{[FIO \cdot \cos(\pi \cdot z / 2LP)]^{.35}}{[P(z) \times 10^{-3}]^{.23}}$$

Considerando los factores de incertidumbre debido al flujo superficial (F20) y a la validez de la fórmula empleada (F14), obtenemos :

$$DT(z)_{sat} = 4.57 \frac{[F20 \cdot FIO \cdot \cos(\pi \cdot z / 2LP)]^{.35}}{[P(z) \times 10^{-3}]^{.23}} \cdot \frac{1}{F14} \dots (5-13)$$

4.4.7 EVOLUCION DE LA TEMPERATURA DE EBULLICION DEL FLUIDO REFRIGERANTE

La expresión de la temperatura de ebullición se define como la suma de las dos ecuaciones anteriores :

$$TEB(z) = T(z)_{sat} + DT(z)_{sat} \quad (5-14)$$

CAPITULO Nº 5

PROGRAMACION DEL CODIGO DE CALCULO TERMIC-1B

5.1 VARIABLES EN LENGUAJE FORTRAN IV UTILIZADAS EN EL LISTADO DEL CODIGO DE CALCULO TERMIC-1B

- AA = $2LP/3.1416$
- AI = Variable real a la cual se asigna el valor entero I
- AJ = Variable real a la cual se asigna el valor entero J
- AL = Variable real a la cual se asigna el valor entero L
- ALOG = Función Logaritmo en base 10
- ALRE = Valor de x ; donde $x = \text{Log}(Re)$
- ATR = Valor de y ; donde $y = \text{Log}(A)$; A = Constante de la correlación propuesta por F. Kreith.
- BB = $1/AA$
- CC = $\text{SIN}(BB.Z) + \text{SIN}(BB.L)$
- D = Diámetro hidráulico del Canal Caliente.
- DI = $10.D$; factor de conversión del diámetro a (mm.)
- DD = $PC/(4.18 Sl.V)$
- DFI = Incremento del flujo calórico axial máximo.
- DH = Pérdida de carga entre la entrada del canal y la cota (z), de la placa combustible.
- DT = Incremento de la temperatura del fluido en la cota (z), relativo a la temperatura de entrada.
- DTE = Incremento de la temperatura de entrada del fluido refrigerante.

- DTSAT = Sobrecalentamiento.
- DZ = Incremento de la cota de la placa combustible.
- FI = Flujo calórico axial a lo largo de la placa combustible.
- FIO = Flujo calórico axial máximo de la placa combustible.
- F1 = Incertidumbre del calentamiento del fluido refrigerante.
- F2 = Incertidumbre de la caída de temperatura entre la pared de la placa combustible y la vena líquida.
- F5 = Incertidumbre de la variación de la velocidad del fluido en el canal caliente.
- F9 = Incertidumbre de la variación de la presión atmosférica.
- F10 = Incertidumbre del descenso del nivel del fluido refrigerante en el tanque principal.
- F11 = Incertidumbre de la variación del peso específico del refrigerante por la variación de la temperatura.
- F12 = Incertidumbre de la validez de la expresión de pérdida de carga por frotamiento.
- F14 = Incertidumbre de la fórmula empleada para evaluar el sobrecalentamiento.
- F20 = Incertidumbre para evaluar el sobrecalentamiento debido a la variación del flujo su

perficial.

- G = Constante gravitatoria.
- H = Coeficiente pelicular convectivo.
- HH = $1.86 (K/D) \cdot (RE.PR.D/2/L1)^{.33}$
- HL = Altura del refrigerante sobre el nivel del núcleo.
- I = Variable entera.
- IV = Variable a la cual se asigna el valor entero V.
- J = Variable entera.
- K = Coeficiente de conductividad térmica del fluido refrigerante. (W/cm.°C)
- KTF = $.255 TF^{.355}$
- L = Semilongitud de la zona activa de la placa combustible (cm.)
- L1 = Semilongitud total de la placa combustible (cm.)
- LP = Semilongitud extrapolada del flujo neutrónico (cm.)
- N = Número de cotas en que se divide la longitud activa de la placa combustible.
- NU = Viscosidad cinemática a la temperatura promedio de la masa principal del fluido refrigerante. (cm²/seg)
- NUR = Correlación para tomar en cuenta el efecto de la variación de la temperatura sobre las propiedades físicas del fluido refrigerante.

- NUTP = Viscosidad cinemática a la temperatura de pared de la placa combustible. (cm^2/seg)
- NV1 = Velocidad inicial del refrigerante. (cm/seg)
- NV2 = Velocidad final del refrigerante. (cm/seg)
- NPV = Incremento de la velocidad del refrigerante. (cm/seg)
- PB = Sl/PC
- PC = 2a
- PE = Presión del fluido refrigerante. ($\text{cm. H}_2\text{O}$)
- POT = Potencia generada por la placa combustible.
- PR = Número adimensional de Prandtl.
- Q = Caudal efectivo de refrigeración. (m^3/h)
- RE = Número adimensional de Reynolds.
- Sl = Area de la sección transversal del canal caliente. (cm^2)
- SIN = Función trigonométrica Seno.
- TE = Temperatura de entrada del fluido refrigerante al núcleo. ($^{\circ}\text{C.}$)
- TEB = Temperatura de ebullición del fluido refrigerante. ($^{\circ}\text{C.}$)
- TF = Temperatura promedio de la película del fluido refrigerante. ($^{\circ}\text{C.}$)
- TI = Evolución de la temperatura del refrigerante a lo largo del canal caliente. ($^{\circ}\text{C.}$)
- TP = Temperatura de pared de la placa combustible. ($^{\circ}\text{C.}$)
- TPP = Variable que en los subprogramas de función

asume el valor de la temperatura de pared.

TPLA = Subprograma de función para evaluar la temperatura de pared en régimen Laminar.

TPTR = Subprograma de función para evaluar la temperatura de pared en régimen Transitorio.

TPTU = Subprograma de función para evaluar la temperatura de pared en régimen Turbulento.

TRF = TI

TSAT = Temperatura de saturación del fluido refrigerante. (°C.)

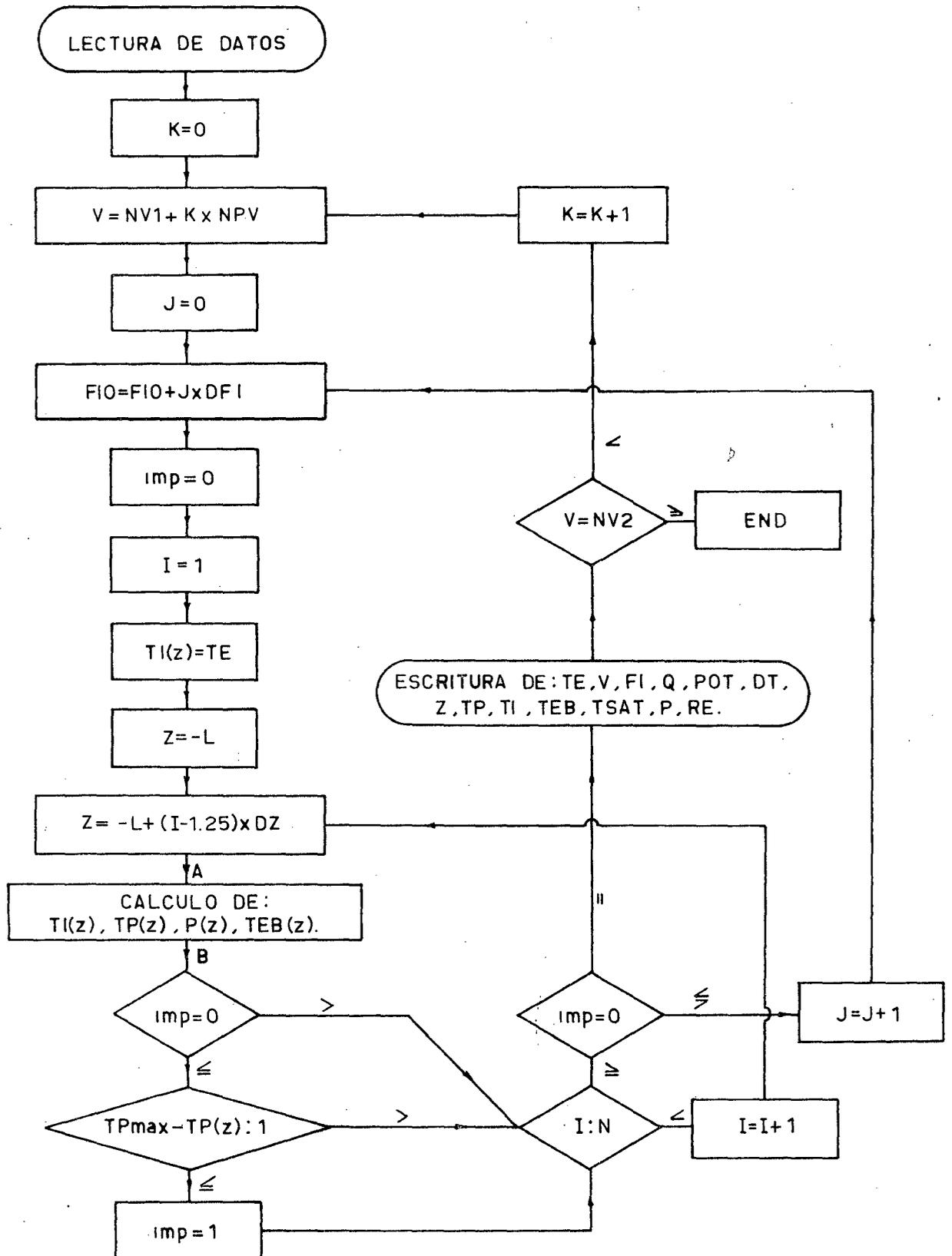
V = Velocidad del fluido refrigerante. (cm/seg)

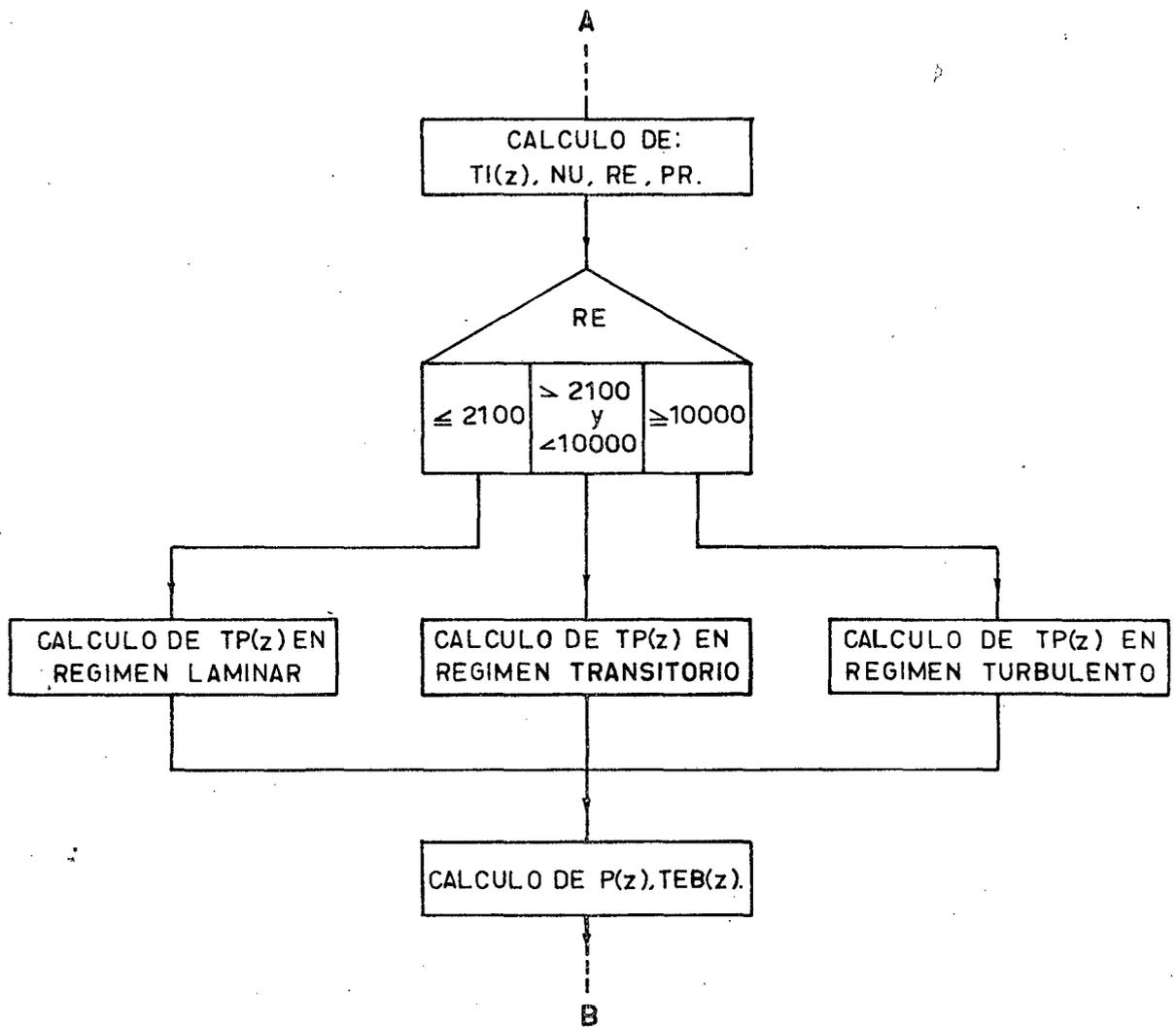
V1 = .01 V ; Factor de conversión de la velocidad a (cm/seg).

Z = Cota de la placa combustible.

ZT = Inversa de la temperatura del fluido refrigerante. $1/TI$

5.2 DIAGRAMA DE FLUJO DEL CODIGO DE CALCULO TERMIC-1B





LISTADO DEL CODIGO DE CALCULO TERMIC-1B

FORTRAN IV G LEVEL 21

MAIN

DATE = 85070

20/24/41

PAGE 000

```

C *****00000010
C                                     00000020
C                                     TERMIC 1B 00000030
C                                     00000040
C ESTE PROGRAMA CALCULA LA EVOLUCION DE LA TEMPERATURA DE PARED ; LAS 00000050
C TEMPERATURAS DE FLUJO, DE EBULLICION Y SATURACION DEL REFRIGERANTE ; 00000060
C LA PRESION A LA CUAL ESTA SOBRETIDO EL REFRIGERANTE Y EL NUMERO DE 00000070
C REYNOLDS CORRESPONDIENTE. 00000080
C                                     00000090
C EL CALCULO SE HACE A LO LARGO DEL CANAL CALIENTE PARA UN NUCLEO DE 00000100
C UN REACTOR TIPO PISCINA CON ELEMENTOS COMBUSTIBLES TIPO MTR CONSIDE-00000110
C -RANDOSE LOS DIFERENTES REGIMENES DE ESCURRIMIENTO, (LAMINAR, TRANSI -00000120
C -TORIO O TURBULENTO). 00000130
C                                     00000140
C                                     00000150
C                                     00000160
C *****00000170
0001 REAL L,KTF,K,NU,NUTP,L1,LP 00000190
0002 DIMENSION TPX(70),TZX(70),TEX(70),TSX(70),PEX(70),REX(70) 00000200
0003 READ(5,110)N,NV1,NV2,NPV 00000210
0004 WRITE(6,1001)N,NV1,NV2,NPV 00000220
0005 1001 FORMAT(1X,4I3) 00000230
0006 165 READ(5,115)DTE,F1,F2,F5,F9,F10,F11,F12,F14,F20 00000240
0007 WRITE(6,1000)DTE,F1,F2 00000250
0008 WRITE(6,1000)F5,F9,F10 00000260
0009 WRITE(6,1000)F11,F12,F14 00000270
0010 WRITE(6,1000)F20 00000280
0011 READ(5,115)L,L1,PB,D,DZ,TE,FID,DFI,LP,S1,PC 00000290
0012 WRITE(6,1000)L,L1,PB 00000300
0013 WRITE(6,1000)D,DZ,TE 00000310
0014 WRITE(6,1000)FID,DFI,LP 00000320
0015 WRITE(6,1000)S1,PC 00000330
0016 G=981. 00000340
0017 HL=885. 00000350
0018 K=.006264 00000360
0019 D1=10.*D 00000370
0020 5 DO 150 IV=NV1,NV2,NPV 00000380
0021 V=IV 00000390
0022 V1=.01*V 00000400
0023 J=0 00000410
0024 10 AJ=J 00000420
0025 FI=FID+AJ*DFI 00000430
0026 IMP=0 00000440
0027 I=1 00000450
0028 TI=TE 00000460
0029 Z=-L 00000470
0030 20 AL=L 00000480
0031 AI=I 00000490
0032 Z=-AL+(AI-1.25)*DZ 00000500
0033 AA=2.*LP/3.1416 00000510
0034 BB=1./AA 00000520
0035 CC=SIN(BB*Z)+SIN(BB*L) 00000530
0036 DD=PC/(4.18*S1*V) 00000540
0037 II=(TE+DTE+F1*DD*FI*AA*CC) 00000550
0038 ZT=1./II 00000560
0039 NU=((13.2409*ZT-3.43213)*ZT+.342724)*ZT-.825825E-04 00000570
0040 RE=V*DD/NU 00000580

```


FORTRAN IV G LEVEL 21

MAIN

DATE = 85070

20/24/41

PAGE 000

```

0001      C *****00001140
          FUNCTION TPLA(K,V,RE,PR,L1,NU,FI,F2,BB,Z) 00001150
0002      C *****00001160
          REAL K,L1,NU,NUTP,NUR 00001170
0003          HH=1.86*(K/D)*(RE*PR*D/2/L1)**.33 00001180
0004          TFP=TI 00001190
0005          5 ZI=1/TFP 00001200
0006          NUTP=((13.2409*ZI-3.43213)*ZI+.342724)*ZI-.825825E-04 00001210
0007          NUR=(NU/NUTP)**.14 00001220
0008          H=HH*NUR 00001230
0009          TP=TI+FI*F2*COS(BB*Z)/H 00001240
0010          IF((TP-TFP-.01*TP).LE.0.)GO TO 10 00001250
0011          TFP=TP 00001260
0012          GO TO 5 00001270
0013      10 TPLA=TP 00001280
0014          RETURN 00001290
0015          END 00001300

```

FORTRAN IV G LEVEL 21

MAIN

DATE = 85070

20/24/41

PAGE 000

```

0001      C *****00001310
          FUNCTION TPTR(TI,NU,RE,V,PR,FI,F2,BB,Z) 00001320
0002      C *****00001330
          REAL NUTP,NUR,NU 00001340
0003          TFP=TI 00001350
0004          30 ZI=1/TFP 00001360
0005          NUTP=((13.2409*ZI-3.43213)*ZI+.342724)*ZI-.825825E-04 00001370
0006          NUR=(NU/NUTP)**.14 00001380
0007          IF (RE.GT.7000.)GO TO 5 00001390
0008          ALRE=ALOG10(RE) 00001400
0009          ATR=-.6834*ALRE*ALRE+.545376*ALRE-13.2305 00001410
0010          ATR=.971*(10.**ATR) 00001420
0011          GO TO 10 00001430
0012          5 ATR=.0042 00001440
0013          10 H=ATR*NUR*.418*V/PR**(2/3) 00001450
0014          TP=TI+FI*F2*COS(BB*Z)/H 00001460
0015          IF((TP-TFP-.01*TP).LE.0.)GO TO 20 00001470
0016          TFP=TP 00001480
0017          GO TO 30 00001490
0018          20 TPTR=TP 00001500
0019          RETURN 00001510
0020          END 00001520

```

FORTRAN IV G LEVEL 21

MAIN

DATE = 85070

20/24/41

PAGE 000

```

0001      C *****00001530
          FUNCTION TPTU(TI,V1,D1,FI,F2,BB,Z) 00001540
0002      C *****00001550
          REAL KTF 00001560
0003          TFP=TI 00001570
0004          20 TF=.5*(TFP+TI) 00001580
0005          KTF=.255*TF**.355 00001590
0006          H=KTF*V1**.8/D1**.2 00001600
0007          TP=TI+FI*F2*COS(BB*Z)/H 00001610
0008          IF((TP-TFP-.01*TP).LE.0.)GO TO 10 00001620
0009          TFP=TP 00001630
0010          GO TO 20 00001640
0011          10 TPTU=TP 00001650
0012          RETURN 00001660
0013          END 00001670

```

63100800 25

2.000	1.361	1.749
1.100	1.040	1.010
1.005	1.100	1.200
1.272		
30.750	32.750	0.186
0.631	1.000	40.000
20.000	1.000	38.750
2.335	12.550	

67

5.4 EJEMPLO DE SALIDA DE RESULTADOS DEL PROGRAMA TERMIC-1B

CON COEFICIENTE DE INCERTIDUMBRE

0 TE = 40.0 V = 175. PHI = 26.00 Q = 1.471

FOT = 15259.82 DT = 8.9

Z	TP	TRF	TER	TSAT	P	RE
0-31.	54.8	42.0	123.3	115.8	1838.1	17491.9
0-30.	56.4	42.1	123.6	115.8	1838.0	17519.0
0-29.	57.9	42.2	123.9	115.8	1837.9	17549.2
0-28.	59.4	42.3	124.2	115.8	1837.8	17582.5
0-27.	60.9	42.4	124.4	115.8	1837.7	17618.9
0-26.	62.4	42.5	124.6	115.8	1837.7	17658.2
0-25.	63.8	42.6	124.8	115.8	1837.6	17700.5
0-24.	65.1	42.8	125.0	115.8	1837.5	17745.6
0-23.	66.5	42.9	125.2	115.8	1837.4	17793.5
0-22.	67.8	43.1	125.4	115.8	1837.4	17844.1
0-21.	69.0	43.3	125.6	115.8	1837.3	17897.3
0-20.	70.2	43.4	125.7	115.8	1837.2	17953.1
0-19.	71.4	43.6	125.8	115.8	1837.2	18011.4
0-18.	72.5	43.8	126.0	115.8	1837.1	18072.0
0-17.	73.6	44.0	126.1	115.8	1837.0	18134.8
0-16.	74.7	44.2	126.2	115.8	1837.0	18199.9
0-15.	75.7	44.4	126.3	115.8	1836.9	18267.0
0-14.	76.6	44.6	126.4	115.8	1836.9	18336.0
0-13.	77.5	44.9	126.5	115.8	1836.8	18406.9
0-12.	78.4	45.1	126.6	115.8	1836.8	18479.5
0-11.	79.2	45.3	126.7	115.8	1836.7	18553.8
0-10.	79.9	45.6	126.7	115.8	1836.7	18629.5
0-9.	80.6	45.8	126.8	115.8	1836.6	18706.6
0-8.	81.3	46.0	126.9	115.8	1836.6	18784.9
0-7.	81.9	46.3	126.9	115.8	1836.6	18864.4
0-6.	82.5	46.5	127.0	115.8	1836.5	18944.8
0-5.	83.0	46.8	127.0	115.8	1836.5	19026.1
0-4.	83.4	47.0	127.0	115.8	1836.5	19108.1
0-3.	83.8	47.3	127.0	115.8	1836.4	19190.7
0-2.	84.2	47.6	127.1	115.8	1836.4	19273.8
0-1.	84.5	47.8	127.1	115.8	1836.4	19357.1
0 0.	84.7	48.1	127.1	115.8	1836.4	19440.7
0 1.	84.9	48.3	127.1	115.8	1836.4	19524.3
0 2.	85.1	48.6	127.1	115.8	1836.3	19607.8
0 3.	85.2	48.9	127.0	115.8	1836.3	19691.0
0 4.	85.2	49.1	127.0	115.8	1836.3	19773.9
0 5.	85.2	49.4	127.0	115.8	1836.3	19856.3
0 6.	85.1	49.6	127.0	115.8	1836.3	19938.0
0 7.	84.9	49.9	126.9	115.8	1836.3	20018.9
0 8.	84.9	50.1	126.9	115.8	1836.3	20098.9
0 9.	84.5	50.4	126.8	115.8	1836.3	20177.9
0 10.	84.2	50.6	126.7	115.8	1836.3	20255.7
0 11.	83.9	50.8	126.7	115.8	1836.3	20332.2
0 12.	83.5	51.1	126.6	115.8	1836.3	20407.2
0 13.	83.0	51.3	126.5	115.8	1836.3	20480.7
0 14.	82.5	51.5	126.4	115.8	1836.3	20552.5
0 15.	81.9	51.7	126.3	115.8	1836.3	20622.5
0 16.	81.3	52.0	126.2	115.8	1836.3	20690.5
0 17.	80.6	52.2	126.1	115.8	1836.3	20756.5
0 18.	79.9	52.4	126.0	115.8	1836.3	20820.4
0 19.	79.1	52.5	125.8	115.8	1836.3	20882.0
0 20.	78.3	52.7	125.7	115.8	1836.3	20941.3
0 21.	77.4	52.9	125.5	115.8	1836.3	20998.1
0 22.	76.5	53.1	125.4	115.8	1836.3	21052.3
0 23.	75.5	53.2	125.2	115.8	1836.3	21103.9
0 24.	74.5	53.4	125.0	115.8	1836.3	21152.8
0 25.	73.4	53.5	124.8	115.8	1836.3	21198.8
0 26.	72.3	53.7	124.6	115.8	1836.3	21242.0
0 27.	71.1	53.8	124.4	115.8	1836.3	21282.2
0 28.	69.9	53.9	124.1	115.8	1836.2	21319.3
0 29.	68.7	54.0	123.9	115.8	1836.2	21353.4
0 30.	67.4	54.1	123.6	115.8	1836.2	21384.3

CAPITULO Nº 6

CODIGO DE CALCULO DTP

CODIGO DE CALCULO DTP

Este Código de Cálculo es utilizado con la finalidad de obtener la pérdida de carga total en el núcleo, para una velocidad y temperatura del fluido refrigerante seleccionadas.

En el presente trabajo el programa DTP-I, evalúa la pérdida de carga total a lo largo de un elemento combustible standard y la grilla soporte del núcleo; así mismo el programa DTP-II, evalúa la pérdida de carga total en un orificio pequeño de la grilla.

En ambos cálculos he tomado como referencia la Ingeniería de Detalle preparada por NUKEM, para la fabricación del núcleo del RP-10.

6.1 DATOS DE PARTIDA DEL CODIGO DE CALCULO DTP

El programa DTP, desarrolla el cálculo para un rango de velocidades seleccionadas y la temperatura promedio del fluido refrigerante en el núcleo.

ROI = Velocidad inicial del refrigerante.(cm/seg)

DRO = Incremento de la velocidad.(cm/seg)

ROF = Velocidad final del refrigerante.(cm/seg)

T = Temperatura promedio del refrigerante en el núcleo.(°C.)

6.2

INTERPRETACION DEL CODIGO DE CALCULO DTP

Establecida la temperatura promedio del fluido refrigerante en el núcleo para la operación normal del reactor, el programa DTP asume como valor inicial la velocidad ROI, realizando el cálculo de la pérdida de carga en los distintos tipos de singularidades y tramos rectos del núcleo.

Considerando resistencias hidráulicas en serie, el programa efectúa una sumatoria de las pérdidas de carga parciales obteniendo la pérdida de carga total en el núcleo; adicionalmente calcula el caudal de refrigeración para la configuración nuclear establecida y luego manda a imprimir la pérdida de carga total y el caudal de refrigeración para la velocidad inicial asumida.

El programa DTP, continua calculando la pérdida de carga total y el caudal de refrigeración para velocidades crecientes del fluido refrigerante : ROI+DRO; ROI+2DRO;..., hasta que asume la velocidad final ROF, donde termina el programa.

6.3

ECUACIONES UTILIZADAS EN EL PROGRAMA DTP-I

Al circular el refrigerante con cierta velocidad a través de un elemento combustible y la grilla soporte del núcleo, se establece una diferencia de

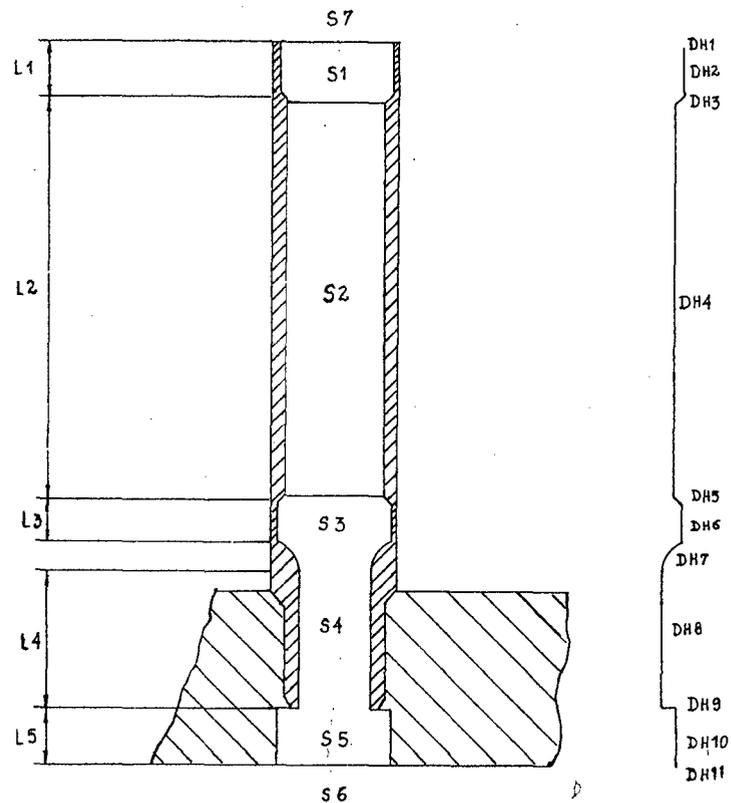
presión entre la entrada y salida del mismo.

Esta diferencia de presión es resultado de las distintas singularidades presentes en el elemento combustible y la grilla.

6.3.1 SINGULARIDADES Y TRAMOS RECTOS A LO LARGO DE UN ELEMENTO COMBUSTIBLE Y LA GRILLA SOPORTE

(Referencia : Planos CT-RP10-2 ; CT-RP10-3)

El Esquema N°7, representa los distintos sectores del núcleo del RP-10, donde las pérdidas de car



ESQUEMA N°7

ga parciales son debidas a :

DH1 = Efecto de entrada.

DH2 = Tramo recto. (Pérdida de carga por fricción)

DH3 = Contracción brusca.

DH4 = Tramo recto.

DH5 = Expansión brusca.

DH6 = Tramo recto.

DH7 = Contracción suave.

DH8 = Tramo recto.

DH9 = Expansión brusca.

DH10 = Tramo recto.

DH11 = Expansión brusca.

Luego la pérdida de carga total en el núcleo se define como la sumatoria de las pérdidas de carga parciales :

$$DHTnu = \sum_{i=1}^{i=11} DH_i \quad (6-1)$$

La sección de paso del fluido refrigerante en los distintos sectores del núcleo se calculan considerando las dimensiones establecidas en los planos de referencia; obteniendo :

$$S1 = 52.3756 \text{ cm}^2$$

$$S2 = 33.2640 \text{ cm}^2$$

$$S3 = S1$$

$$S4 = 20.2682 \text{ cm}^2$$

$$\begin{aligned} S5 &= 29.8992 \text{ cm}^2 \\ S6 &= 7056 \text{ cm}^2 \\ S7 &= 61.9048 \text{ cm}^2 \end{aligned}$$

Así mismo las longitudes correspondientes a los tramos rectos son las siguientes :

$$\begin{aligned} L1 &= 5 \text{ cm.} \\ L2 &= 65.5 \text{ cm.} \\ L3 &= 1.5 \text{ cm.} \\ L4 &= 15.8035 \text{ cm.} \\ L5 &= 7.5 \text{ cm.} \end{aligned}$$

Los diámetros hidráulicos en cada tramo recto se definen mediante la siguiente relación :

$$D_n = \frac{4 S_n}{P_{Bn}} \quad (6-2)$$

Donde :

S_n = Sección de paso del fluido refrigerante en el sector "n".

P_{Bn} = Perímetro mojado en el sector n.

Considerando las dimensiones de cada sector del núcleo en los planos de referencia obtenemos :

$$\begin{aligned} D1 &= 7.2172 \text{ cm.} \\ D2 &= 0.6291 \text{ cm.} \\ D3 &= D1 \\ D4 &= 5.08 \text{ cm.} \\ D5 &= 6.17 \text{ cm.} \end{aligned}$$

6.3.2

CALCULO DE LAS PERDIDAS DE CARGA PARCIALESECUACION DE CONTINUIDAD

En el programa DTP-I se define RO , como la velocidad del fluido refrigerante entre las placas combustibles :

$$RO = V_2$$

Planteando la ecuación de continuidad en el Esquema N°7, la velocidad del refrigerante en un sector (n) del núcleo se define como :

$$V_n \cdot S_n = V_2 \cdot S_2$$

$$V_n = V_2 (S_2/S_n)$$

$$V_n = RO (S_2/S_n) \quad (6-3)$$

Para determinar la pérdida de carga en los distintos tipos de singularidades y tramos rectos del núcleo se usan las siguientes correlaciones :

PERDIDA DE CARGA POR EFECTO DE ENTRADA

El efecto de entrada del fluido refrigerante al elemento combustible se determina idealizando la entrada como un orificio con ángulo vivo, mediante la siguiente relación :

$$DH = 0.5 V^2/2g$$

Donde :

V = Velocidad del fluido refrigerante al entrar a la caja combustible.

g = Aceleración de la gravedad : 981 cm/seg^2

PERDIDA DE CARGA EN TRAMOS RECTOS

Ecuación de Darcy :

$$DH_n = f \cdot \frac{L_n}{D_n} \cdot \frac{V_n^2}{2g} \quad (C-1)$$

Donde :

f = Factor de Darcy.

L_n = Longitud del canal en el tramo (n).

D_n = Diámetro hidráulico del tramo (n).

V_n = Velocidad del refrigerante en el tramo(n).

Considerando un régimen de escurrimiento turbulento, el factor de Darcy se define como :

$$f = \frac{0.316}{RE^{0.25}} = \frac{0.316}{RE^{1/4}} \quad (C-2)$$

Reemplazando (C-2) en (C-1) obtenemos :

$$DH_n = \frac{0.316}{RE^{1/4}} \cdot \frac{L_n}{D_n} \cdot \frac{V_n^2}{2g}$$

$$DH_n = \frac{0.158}{\left[\frac{V_n \cdot D_n}{\nu} \right]^{1/4}} \cdot \frac{L_n}{D_n} \cdot \frac{V_n^2}{g}$$

$$DH_n = 0.158 \cdot \frac{L_n}{g} \cdot \left(\frac{V_n}{D_n} \right)^{1/4} \cdot \frac{V_n^{7/4}}{D_n^{5/4}} \quad (6-5)$$

En ésta ecuación la viscosidad cinemática del refrigerante se determina a la temperatura promedio del fluido en el núcleo, mediante la siguiente

expresión polinómica :

$$\gamma = \left[(13.2409/T - 3.4321)/T + 0.342724 \right] / T - 0.825825 \cdot 10^{-4}$$

PERDIDA DE CARGA POR CONTRACCION BRUSCA

Si en la dirección del flujo se produce una contracción brusca, donde :

S1 = Sección de mayor área.

S2 = Sección de menor área.

La pérdida de carga se define mediante la siguiente relación :

$$DH_n = k \cdot \frac{V_n^2}{2g} \quad (6-6)$$

Donde :

$$k = \begin{cases} 0.4(1.25 - S_2/S_1) & \iff S_2/S_1 < 0.715 \\ 0.75 (1 - S_2/S_1) & \iff S_2/S_1 > 0.715 \end{cases}$$

Vn = Velocidad del fluido refrigerante en la sección de menor área.

PERDIDA DE CARGA POR CONTRACCION SUAVE

Si en la dirección del flujo se establece una contracción suave donde :

S1 = Sección de mayor área.

S2 = Sección de menor área.

La pérdida de carga se define mediante la siguiente relación :

$$DH_n = k \cdot \frac{V_n^2}{2g} \quad (D-1)$$

Donde :

V_n = Velocidad del refrigerante en la sección de mayor área.

$$k = 0.1764 \left[1 - \left(\frac{S_2}{S_1} \right)^2 \right] \quad (D-2)$$

Reemplazando (D-2) en (D-1) obtenemos :

$$DH_n = 0.1764 \frac{V_n^2}{2g} \left[1 - \left(\frac{S_2}{S_1} \right)^2 \right]$$

$$DH_n = 0.0882 \frac{V_n^2}{g} \left[1 - \left(\frac{S_2}{S_1} \right)^2 \right] \quad (6-7)$$

PERDIDA DE CARGA POR ENSANCHAMIENTO BRUSCO

Si en la dirección del flujo se produce un ensanchamiento brusco donde :

S_1 = Sección de menor área.

S_2 = Sección de mayor área.

La pérdida de carga se define mediante la siguiente relación :

$$DH_n = \frac{V_n^2}{2g} \left[1 - \frac{S_2}{S_1} \right]^2 \quad (6-8)$$

Donde :

V_n = Velocidad del refrigerante en la sección de mayor área.

6.3.3

CALCULO DEL CAUDAL EFECTIVO DE REFRIGERACION

Establecida la configuración nuclear desde el punto de vista neutrónico, de 24 elementos combustibles standard y 5 con barras de control, el caudal efectivo de refrigeración se define como :

$$Q_{er} = 3.6 \times 10^{-3} \cdot Spnu \cdot V \quad (m^3/h)$$

Donde :

$V = RO$ = Velocidad del refrigerante entre placas combustibles. (cm/seg)

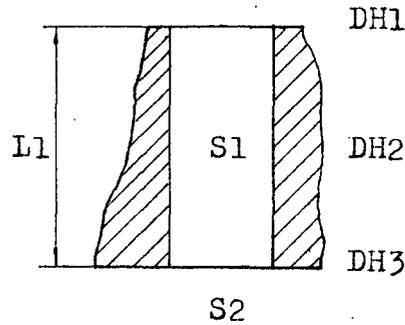
$Spnu$ = Superficie de paso del refrigerante en el núcleo. (cm²)

El desarrollo de la expresión ($Spnu$), se verá en el Capítulo N°9, con la excepción de que en el programa DTP-I asumimos para la verificación del caudal externo el valor :

$a' = 6.72$ cm. = Ancho de la placa combustible que constituye la sección del canal caliente (Ver plano CT-RP10-2)

6.4 ECUACIONES UTILIZADAS EN EL PROGRAMA DTP-II

Al circular el fluido refrigerante a través de un orificio pequeño de la grilla soporte se produce una pérdida de presión entre la entrada y la salida del mismo, debido a las singularidades presentes a lo largo del orificio pequeño. (Ver Esquema N°8).



ESQUEMA N°8

Donde las pérdidas de carga parciales se producen por :

$DH1$ = Efecto de entrada.

$DH2$ = Tramo recto.

$DH3$ = Expansión brusca.

Luego la pérdida de carga total a lo largo del orificio pequeño de la grilla es :

$$DHTo = \sum_{i=1}^{i=3} DHi$$

Tomando como referencia el plano CT-RP10-3; los parámetros geométricos descritos en el Esquema N°8, son :

$S1 = 3.9760 \text{ cm}^2$ = Sección del orificio.

$S2 = 7056 \text{ cm}^2$ = Sección del colector.

$L1 = 20 \text{ cm.}$ = Longitud del orificio.

$D1 = 2.25 \text{ cm.}$ = Diámetro Hidráulico.

6.4.1

CALCULO DE LAS PERDIDAS DE CARGA PARCIALES :

ECUACION DE CONTINUIDAD

$$V_n = R_0 \cdot (S_1/S_n)$$

Donde :

R_0 = Velocidad del refrigerante en orificio pequeño. (cm/seg)

PERDIDA DE CARGA A LA ENTRADA

$$DH_1 = 0.5 \frac{R_0^2}{2g}$$

PERDIDA DE CARGA EN EL TRAMO RECTO

$$DH_2 = 0.158 \cdot \frac{L_1}{g} \cdot \left. \right)^{1/4} \cdot \frac{R_0^{7/4}}{D_1^{5/4}}$$

PERDIDA DE CARGA POR EXPANSION BRUSCA

$$DH_3 = \frac{V_n^2}{2g} \cdot \left[1 - \frac{S_2}{S_1} \right]^2$$

Donde :

V_n = Velocidad del refrigerante en el colector. (cm/seg)

6.4.2 CALCULO DEL CAUDAL EXTERNO DE REFRIGERACION

Se adopta como razonable un número de 30 orificios pequeños en la grilla para la configuración nuclear establecida; luego el caudal externo de refrigeración se define mediante la siguiente relación:

$$Q_{ext} = 3.6 \times 10^{-3} \cdot S_{po} \cdot V$$

El caudal externo de refrigeración también puede expresarse como :

$$Q_{\text{ext.}} = 3.6 \times 10^{-3} \cdot (S1.No) \cdot RO \quad (6-9)$$

Donde :

$$Q_{\text{ext.}} = (m^3/h)$$

S1 = Superficie de paso del refrigerante
a través de un orificio pequeño. (cm²)

No = Número de orificios pequeños = 30

V = RO = Velocidad del fluido refrigerante en el orificio pequeño. (cm/seg)

CAPITULO Nº 7

PROGRAMACION DEL CODIGO DE CALCULO DTP

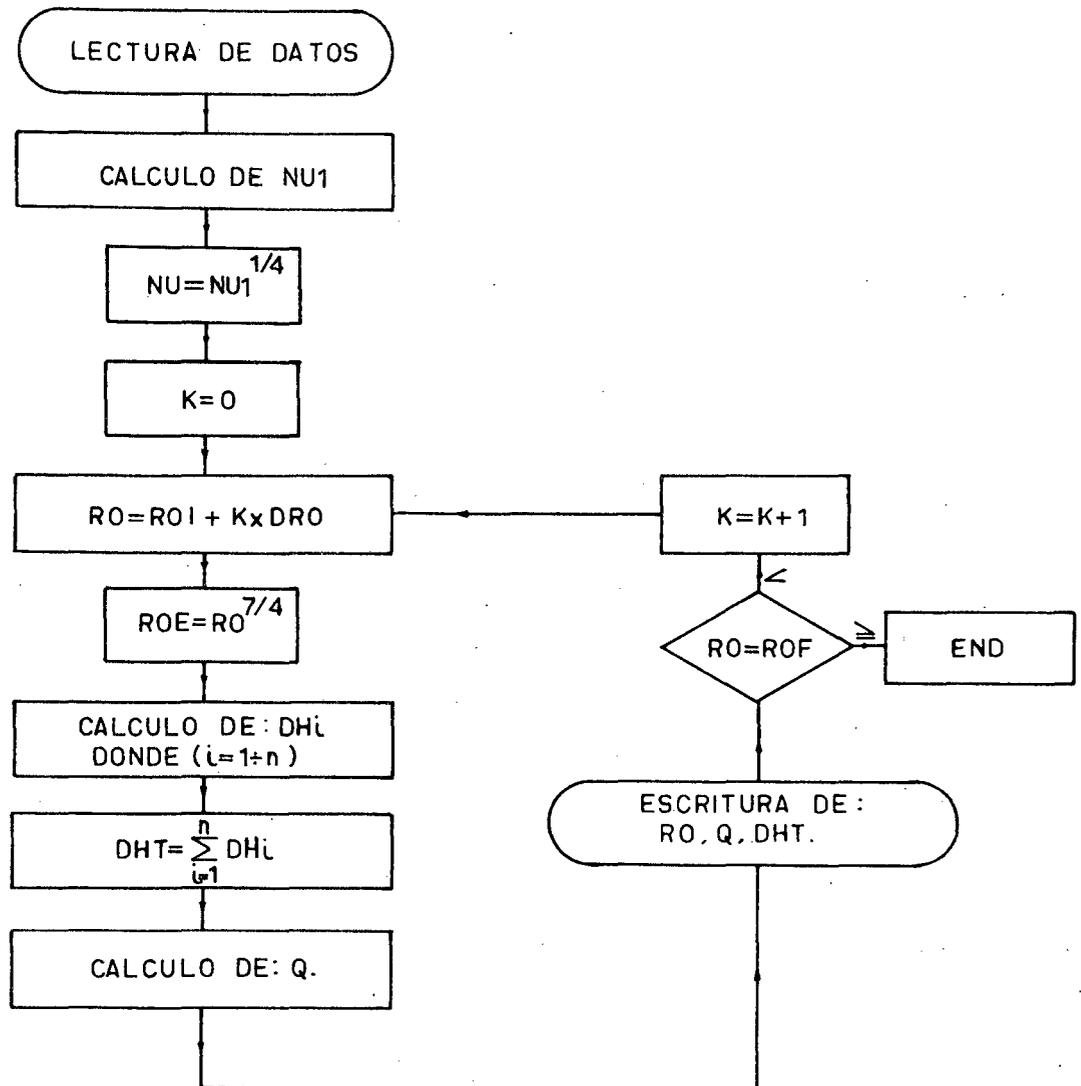
7.1

VARIABLES EN LENGUAJE FORTRAN IV UTILIZADAS EN EL
LISTADO DEL CODIGO DE CALCULO DTP

D	=	Diámetro hidráulico. (cm.)
DH	=	Pérdida de carga parcial en el núcleo. (cm.H ₂ O)
DHT	=	Pérdida de carga total en el núcleo. (cm.H ₂ O)
DRO	=	Incremento de la velocidad del fluido refrigerante. (cm/seg)
G	=	Aceleración de la gravedad = 981 cm/seg ²
I	=	Sector iésimo del núcleo.
L	=	Longitud del tramo recto. (cm.)
NO	=	Número de orificios pequeños de la grilla. = 30 ; (DTP-II)
NS	=	Número de elementos combustibles standard = 24 ; (DTP-I)
NU1	=	Viscosidad cinemática del fluido refrigerante. (cm ² /seg)
NU	=	(NU1) ^{1/4}
Q	=	Caudal : (m ³ /h) - Efectivo de refrigeración en DTP-I - Externo de refrigeración en DTP-II
RO	=	Velocidad del fluido refrigerante : (cm/seg) - Entre placas combustibles, en DTP-I - En el orificio pequeño de la grilla, en DTP-II
ROE	=	(RO) ^{4/7}
ROF	=	Velocidad final del fluido refrigerante. (cm/seg)

- ROI = Velocidad inicial del fluido refrigerante.
(cm/seg)
- S = Sección de paso del fluido refrigerante.(cm²)
- SQRT = Función raíz cuadrada.
- T = Temperatura promedio del fluido refrigerante en el núcleo. (°C.)

7.2 DIAGRAMA DE FLUJO DEL CODIGO DE CALCULO DTP



7.3

LISTADO DEL PROGRAMA DTP-I

*LEVEL 2.3.0 (JUNE 78)

OS/360 FORTRAN H EXTENDED

DATE 85.189/16.56.44

REQUESTED OPTIONS: NODECK,NOLIST,NAME(MAIN),OPT(0)

OPTIONS IN EFFECT: NAME(MAIN) NOOPTIMIZE LINECOUNT(75) SIZE(MAX) AUTODEL(NONE) SOURCE EBCDIC NOLIST NODECK OBJECT NOMAP NOFORMAT GOSTHT XREF ALC NOANSF NOTERM IBM FLAG(

```

C *****
C
C          D.T.P. I
C
C  ESTE PROGRAMA CALCULA LAS PERDIDAS DE CARGA EN LOS DISTINTOS TIPOS
C  DE SINGULARIDADES Y TRAMOS RECTOS DEL ELEMENTO COMBUSTIBLE TIPO MTR,
C  PARA LAS VELOCIDADES Y TEMPERATURA DEL REFRIGERANTE SELECCIONADAS.
C
C *****
ISN 0002    DIMENSION S(7),D(5),L(5),DH(11)
ISN 0003    REAL NU,NU1,L,NS
ISN 0004    READ(5,100)S
ISN 0005    READ(5,200)D
ISN 0006    READ(5,200)L
ISN 0007    READ(5,300)NS,T
ISN 0008    READ(5,400)ROI,ROF,DRD
ISN 0009    WRITE(6,100)S
ISN 0010    WRITE(6,200)D
ISN 0011    WRITE(6,200)L
ISN 0012    WRITE(6,300)NS,T
ISN 0013    WRITE(6,400)ROI,ROF,DRD
ISN 0014    100 FORMAT(7F11.4)
ISN 0015    200 FORMAT(5F11.4)
ISN 0016    300 FORMAT(2F9.2)
ISN 0017    400 FORMAT(3F8.1)
ISN 0018    WRITE(6,500)
ISN 0019    WRITE(6,600)
ISN 0020    WRITE(6,700)
ISN 0021    500 FORMAT(///,4X,'PERDIDA DE CARGA T. EN FUNCION DE LA VELOCIDAD') /)
ISN 0022    600 FORMAT(4X,'VELOCIDAD(RO) CAUDAL(Q) PERDIDA DE C.T.(DHT)')
ISN 0023    700 FORMAT(4X,'.....')
ISN 0024    T=1./T
ISN 0025    NU1=((13.2409*T-3.4321)*T+0.342724)*T-0.8258E-4
ISN 0026    NU=SQRT(SQRT(NU1))
ISN 0027    G=981.
ISN 0028    RO=ROI
ISN 0029    2 ROE=(SQRT(SQRT(RO)))**7
ISN 0030    DH(1)=0.5*(RO**2)/(2.*G)*(S(2)/S(7))**2
ISN 0031    DH(2)=0.158*L(1)/G*NU*ROE/(D(1)**1.25)*(S(2)/S(1))**1.75
ISN 0032    IF((S(2)/S(1)).LE.0.715)GO TO 10
ISN 0033    DH(3)=0.75*(1.-(S(2)/S(1)))*RO**2/(2.*G)
ISN 0034    GO TO 20
ISN 0035    10 DH(3)=0.4*(1.25-(S(2)/S(1)))*RO**2/(2.*G)
ISN 0036    20 DH(4)=0.158*L(2)/G*NU*ROE/(D(2)**1.25)
ISN 0037    DH(5)=0.5*RO**2/G*((S(2)/S(3))**2)*(1.-(S(3)/S(2)))**2
ISN 0038    DH(6)=0.158*L(3)/G*NU*ROE/(D(3)**1.25)*(S(2)/S(3))**1.75
ISN 0039    DH(7)=0.0882*RO**2/G*((S(2)/S(4))**2)*(1.-(S(4)/S(3)))**2
ISN 0040    DH(8)=0.158*L(4)/G*NU*ROE/(D(4)**1.25)*(S(2)/S(4))**1.75
ISN 0041    DH(9)=0.5*RO**2/G*((S(2)/S(5))**2)*(1.-(S(5)/S(4)))**2
ISN 0042    DH(10)=0.158*L(5)/G*NU*ROE/(D(5)**1.25)*(S(2)/S(5))**1.75
ISN 0043    DH(11)=0.5*RO**2/G*((S(2)/S(6))**2)*(1.-(S(6)/S(5)))**2
ISN 0044    DHT=0
ISN 0045    DO 1 I=1,11
ISN 0046    DHT=DHT+DH(I)
ISN 0047    1 CONTINUE
ISN 0048    Q=7.98336E-3*(15*NS+65)* RO
ISN 0049    WRITE(6,800)RO,Q,DHT
ISN 0050    RO=RO+DRD
ISN 0051    IF(RO.LE.ROF)GO TO 2
ISN 0052    800 FORMAT(4X,F10.3,7X,F8.3,9X,F9.4,/)
ISN 0053    STOP
ISN 0054    END

```

*****FORTRAN CROSS REFERENCE LISTING*****

SYMBOL	INTERNAL STATEMENT NUMBERS
0002	0005 0010 0031 0037 0039 0041 0043
0027	0030 0031 0034 0036 0037 0038 0039 0040 0041 0042 0043 0044

7.4

EJEMPLO DE SALIDA DE RESULTADOS DEL PROGRAMA DTP-I

52.3756	33.2640	52.3756	20.2682	29.8992	7056.0000	61.9048
7.2172	0.6291	7.2172	5.0800	6.1700		
5.0000	65.5000	1.5000	15.8035	7.5000		
24.00	46.93					
100.0	1000.0	5.0				

PERDIDA DE CARGA T. EN FUNCION DE LA VELOCIDAD

VELOCIDAD(RO)	CAUDAL(Q)	PERDIDA DE C.T.(DHT)
100.000	339.293	29.6897
105.000	356.257	32.5020
110.000	373.222	35.4322
115.000	390.187	38.4799
120.000	407.151	41.6443
125.000	424.116	44.9250
130.000	441.081	48.3213
135.000	458.045	51.8329
140.000	475.010	55.4590
145.000	491.974	59.1994
150.000	508.939	63.0534
155.000	525.904	67.0207
160.000	542.868	71.1008
165.000	559.833	75.2935
170.000	576.798	79.5982
175.000	593.762	84.0146
180.000	610.727	88.5424
185.000	627.692	93.1811
190.000	644.656	97.9305
195.000	661.621	102.7902
200.000	678.585	107.7600
205.000	695.550	112.8395
210.000	712.515	118.0284
215.000	729.479	123.3264
220.000	746.444	128.7334
225.000	763.409	134.2488
230.000	780.373	139.8727
235.000	797.338	145.6047
240.000	814.303	151.4445
245.000	831.267	157.3918
250.000	848.232	163.4466
255.000	865.197	169.6085
260.000	882.161	175.8769
265.000	899.126	182.2526
270.000	916.091	188.7343
275.000	933.055	195.3228

7.5 LISTADO DEL PROGRAMA DTP-II

*LEVEL 2.3.0 (JUNE 78)

OS/360 FORTRAN H EXTENDED

DATE 85.189/15.34.21

REQUESTED OPTIONS: NODACK,NOLIST,NAME(MAIN),OPT(0)

OPTIONS IN EFFECT: NAME(MAIN) NOOPTIMIZE LINECOUNT(75) SIZE(MAX) AUTODBL(NONE)
SOURCE EBCDIC NOLIST NODACK OBJECT NOMAP NOFORMAT GOSTMT XREF ALC NOANSF NOTERM IBM FLA

```

C*****
C
C           D.T.P. II
C
C  ESTE PROGRAMA CALCULA LA PERDIDA DE CARGA A LO LARGO DE UN
C  ORIFICIO PEQUENO DE LA GRILLA DEL NUCLEO DEL RP-10.
C
C*****
ISN 0002      DIMENSION S(2),D(1),L(1),DH(3)
ISN 0003      REAL NU,NU1,L,ND
ISN 0004      READ(5,100)S
ISN 0005      READ(5,200)D
ISN 0006      READ(5,200)L
ISN 0007      READ(5,300)NO,T
ISN 0008      READ(5,400)ROI,ROF,DRD
ISN 0009      WRITE(6,100)S
ISN 0010      WRITE(6,200)D
ISN 0011      WRITE(6,200)L
ISN 0012      WRITE(6,300)NO,T
ISN 0013      WRITE(6,400)ROI,ROF,DRD
ISN 0014      100 FORMAT(2F12.4)
ISN 0015      200 FORMAT(F10.2)
ISN 0016      300 FORMAT(2F9.2)
ISN 0017      400 FORMAT(3F9.2)
ISN 0018      WRITE(6,500)
ISN 0019      WRITE(6,600)
ISN 0020      WRITE(6,700)
ISN 0021      500 FORMAT(///,4X,'PERDIDA DE CARGA T. EN FUNCION DE LA VELOCIDAD'/) /)000280
ISN 0022      600 FORMAT(4X,'VELOCIDAD(RO) CAUDAL(Q) PERDIDA DE C.T.(DHT)',/) 000290
ISN 0023      700 FORMAT(4X,'.....' /)000300
ISN 0024      T=1./T
ISN 0025      NU1=((13.2409*T-3.4321)*T+0.342724)*T-0.8258E-4
ISN 0026      NU=SQRT(SQRT(NU1))
ISN 0027      G=981.
ISN 0028      RO=ROI
ISN 0029      2 ROE=(SQRT(SQRT(RO)))**7
ISN 0030      DH(1)=0.5*(RO**2)/(2.*G)
ISN 0031      DH(2)=0.158*L(1)/G*NU*ROE/(D(1)**1.25)
ISN 0032      DH(3)=0.5*(RO**2)/G*((S(1)/S(2))**2)*(1.-S(2)/S(1))**2
ISN 0033      DHT=0
ISN 0034      DO 1 I=1,3
ISN 0035      DHT=DHT+DH(I)
ISN 0036      1 CONTINUE
ISN 0037      Q=RO*S(1)*NO*(3.6E-3)
ISN 0038      WRITE(6,800)RO,Q,DHT
ISN 0039      RO=RO+DRD
ISN 0040      IF(RO.LE.ROF)GO TO 2
ISN 0042      800 FORMAT(4X,F10.3,7X,F8.3,10X,F10.3,/)
ISN 0043      STOP
ISN 0044      END
000010
000020
000030
000040
000050
000060
000070
000080
000090
000100
000110
000120
000130
000140
000150
000160
000170
000180
000190
000200
000210
000220
000230
000240
000250
000260
000270
000280
000290
000300
000310
000320
000330
000340
000350
000360
000370
000380
000390
000400
000410
000420
000430
000440
000450
000460
000470
000480
000490
000500

```

*****FORTRAN CROSS REFERENCE LISTING*****

SYMBOL	INTERNAL	STATEMENT	NUMBERS						
D	0002	0005	0010	0031					
G	0027	0030	0031	0032					
I	0034	0035							
L	0002	0003	0006	0011	0031				
Q	0037	0038							
S	0002	0004	0009	0032	0032	0032	0032	0037	
T	0007	0012	0024	0024	0025	0025	0025		
DH	0002	0030	0031	0032	0035				
NO	0003	0007	0012	0037					
NU	0003	0026	0031						
RO	0028	0029	0030	0032	0037	0038	0039	0039	0040
DHT	0033	0035	0035	0038					
DRD	0008	0013	0039						
NU1	0003	0025	0026						

7.6

EJEMPLO DE SALIDA DE RESULTADOS DEL PROGRAMA DTP-II

3.9760 7056.0000
 2.25
 20.00
 30.00 46.93
 100.00 1000.00 5.00

PERDIDA DE CARGA T. EN FUNCION DE LA VELOCIDAD.

VELOCIDAD(RO)	CAUDAL(Q)	PERDIDA DE C.T.(DHT)
.....
100.000	42.941	8.659
105.000	45.088	9.533
110.000	47.235	10.449
115.000	49.382	11.405
120.000	51.529	12.404
125.000	53.676	13.444
130.000	55.823	14.525
135.000	57.970	15.647
140.000	60.117	16.811
145.000	62.264	18.016
150.000	64.411	19.262
155.000	66.558	20.549
160.000	68.705	21.878
165.000	70.852	23.248
170.000	72.999	24.659
175.000	75.146	26.111
180.000	77.293	27.604
185.000	79.440	29.139
190.000	81.587	30.714
195.000	83.735	32.330
200.000	85.882	33.988
205.000	88.029	35.686
210.000	90.176	37.426
215.000	92.323	39.206
220.000	94.470	41.028
225.000	96.617	42.890
230.000	98.764	44.793
235.000	100.911	46.737
240.000	103.058	48.722
245.000	105.205	50.748
250.000	107.352	52.815
255.000	109.499	54.923
260.000	111.646	57.071
265.000	113.793	59.261
270.000	115.940	61.491

CAPITULO Nº 8

CONDICIONES DE OPERACION Y LIMITES DE SEGURIDAD

CONDICIONES DE OPERACION Y LIMITES DE SEGURIDAD

Los límites de operación y seguridad a tener en cuenta en el desarrollo del cálculo termohidráulico son función de los parámetros físicos y geométricos establecidos en las bases del diseño, considerados en el presente capítulo como una introducción al desarrollo del cálculo y con el objetivo de ubicarlo en un estado conservador, para la operación normal del reactor a su potencia nominal.

8.1 CONDICIONES DE OPERACION :8.1.1 TEMPERATURA MAXIMA DE PARED DEL ELEMENTO COMBUSTIBLE

Para el desarrollo del cálculo termohidráulico se asume como condición normal de operación, aquella en que la temperatura de pared de la placa combustible no supere los 85°C , a fin de minimizar los procesos de corrosión. (Anexo 10 del contrato IPEN-CNEA).

8.1.2 NIVEL DE AGUA EN EL ROMPESIFON

Con la finalidad de operar sin riesgos de descebado de las bombas del circuito primario, se dispone que para el caso de mayor pérdida de carga, la altura del nivel de agua en el rompesifón (HRS), no debe disminuir de un nivel mínimo de seguridad (HRseg).

Del Esquema N°9, deducimos que :

$$\text{HRS} = \text{HS} - h_1$$

Luego para la condición normal de operación se debe verificar que :

$$\text{HRS} > \text{HRseg}$$

Donde :

$$\text{HRseg} = 20 \text{ cm.H}_2\text{O}$$

8.2 LIMITES DE SEGURIDAD :

8.2.1 INICIO DE LA EBULLICION NUCLEADA

El flujo calórico máximo admisible será tal que asegure que en ningún caso, durante la operación nominal del reactor, la temperatura de pared de la placa combustible alcance la temperatura de ebullición del fluido refrigerante, con la consecuente formación de burbujas de vapor en las paredes con fluido subsaturado.

Este fenómeno puede producir sobrecalentamientos y un comportamiento inestable de las placas combustibles, llegando a condiciones críticas que no son admisibles desde el punto de vista operativo.

8.2.2 NIVEL MINIMO DE AGUA EN EL TANQUE PRINCIPAL

Ante el evento de una rotura de las tuberías del sistema primario ó no ser posible la circulación forzada del fluido refrigerante, el nivel de agua en el tanque principal del reactor no debe descender de un valor mínimo :

$$H_{cn, seguridad} = 1.5 \text{ m.}$$

Este valor, ha sido fijado con la finalidad de asegurar la extracción del calor generado en el núcleo (potencia residual de decaimiento de los productos de fisión), mediante convección natural.

En el presente trabajo, el valor asumido para la posición del sifón (HS), verifica que el valor resultante para (H_{cn}), es superior al valor mínimo establecido como límite de seguridad : (Ver Esquema N°9)

$$H_{cn} = H - HS - ds$$

Donde :

$$HS = 550 \text{ cm.}$$

$$H = 885 \text{ cm.}$$

$$ds = 12'' = 30.48 \text{ cm.}$$

Reemplazando éstos valores obtenemos :

$$H_{cn} = [885 - 550 - 30.48] \text{ cm.}$$

$$H_{cn} = 304.52 \text{ cm.}$$

Luego :

$$H_{cn} > H_{cn, seg}$$

Por tanto concluimos que la posición del sifón asumida, garantiza la operación normal del reactor ante los incidentes mencionados.

CAPITULO Nº 9

DESARROLLO DEL CALCULO TERMOHIDRAULICO

9.1 FORMULAS EMPLEADAS PARA EL CALCULO DEL CAUDAL

9.1.1 SUPERFICIE CALEFACTORA POR PLACA COMBUSTIBLE (Scp)

$$Scp = 2(a.2L) \quad (9-1)$$

$$Scp = 2(6.275 \times 61.5)$$

$$Scp = 771.825 \text{ cm}^2$$

9.1.2 SUPERFICIE CALEFACTORA DEL NUCLEO (Scnu)

$$Scnu = Scp(Ns.Np/s + Nb.Np/b) \quad (9-2)$$

$$Scnu = 771.825(24 \times 16 + 5 \times 12)$$

$$Scnu = 342690.3 \text{ cm}^2$$

9.1.3 SUPERFICIE DE PASO DEL REFRIGERANTE ENTRE DOS PLACAS COMBUSTIBLES (Sp)

$$Sp = (a.l.b) \quad (9-3)$$

$$Sp = (7.075 \times 0.33)$$

$$Sp = 2.33475 \text{ cm}^2$$

9.1.4 SUPERFICIE DE PASO DE REFRIGERANTE POR CAJA COMBUSTIBLE (Spc)

9.1.4.1 SUPERFICIE DE PASO DE REFRIGERANTE EN CAJA STANDARD

$$Spcs = Sp(Np/s - 1)$$

$$Spcs = 2.33475 (16 - 1)$$

$$Spcs = 35.02125 \text{ cm}^2$$

9.1.4.2 SUPERFICIE DE PASO DE REFRIGERANTE EN CAJAS CON BARRAS DE CONTROL

$$Spcb = Sp(Np/b + 1)$$

$$\text{Sp}_{cb} = 2.33475 (12+1)$$

$$\text{Sp}_{cb} = 30.35175 \text{ cm}^2$$

9.1.5 SUPERFICIE DE PASO DE REFRIGERANTE EN EL NUCLEO (Spnu)

$$\text{Sp}_{nu} = \text{Sp} \left[N_s(N_p/s - 1) + N_b(N_p/b + 1) \right] \quad (9-4)$$

$$\text{Sp}_{nu} = 992.26875 \text{ cm}^2$$

9.1.6 CAUDAL EFECTIVO DE REFRIGERACION (Qer)

$$Q_{er} = 3.6 \times 10^{-3} \cdot V \cdot \text{Sp}_{nu} \quad (9-5)$$

Donde :

$$V = (\text{cm/seg})$$

$$\text{Sp}_{nu} = (\text{cm}^2)$$

$$Q_{er} = (\text{m}^3/\text{h})$$

9.1.7 POTENCIA NOMINAL (PN)

$$PN = \bar{\phi} \cdot \text{Sc}_{nu} \cdot 10^{-6} \quad (9-6)$$

Donde :

$$\bar{\phi} = \text{Flujo calórico medio en el reactor. (W/cm}^2\text{)}$$

9.2 CALCULO DEL CAUDAL POR RESTRICCIÓN TERMICA

9.2.1 CALCULO DEL FLUJO CALORICO MAXIMO EN EL CANAL CALIENTE PARA LAS DISTINTAS CONFIGURACIONES DEL NUCLEO

Para la potencia nominal del reactor (10 MW),

el flujo calórico máximo en el canal caliente es función del número de elementos combustibles presentes en el núcleo :

$$PN = \bar{\phi} \cdot Scnu \cdot 10^{-6} \quad (9-6)$$

Donde :

$$PN = 10 \text{ MW.}$$

$$\bar{\phi} = \phi_{\text{max.cc./kt}}$$

$$kt = 2.5$$

$$Scnu = Scp(Ns.Np/s + Nb.Np/b)$$

$$Scnu = 771.825(16.Ns + 60)$$

Reemplazando éstos valores en (9-6), obtenemos :

$$PN = (\phi_{\text{max.cc./kt}}) \cdot 771.825(16Ns + 60) \cdot 10^{-6}$$

$$\phi_{\text{max.cc.}} = kt.PN / 771.825(16Ns + 60) \cdot 10^{-6}$$

$$\phi_{\text{max.cc.}} = 2.5 \times 10^7 / 771.825(16Ns + 60)$$

$$\therefore \phi_{\text{max.cc.}} = f(Ns)$$

Con los resultados de la ecuación anterior (Ver Tabla N°I), construimos la Gráfica N°1, que presenta la relación existente entre el flujo calórico máximo en el canal caliente y el número de elementos combustibles.

9.2.2

FLUJOS CALORICOS MAXIMOS ADMISIBLES OBTENIDOS POR EL CODIGO DE CALCULO TERMIC-1B

Habiendo establecido los parámetros físicos y geométricos de entrada al programa del Código de

Cálculo Termic-1B, se efectuó en el presente trabajo cuatro corridas del programa, con la finalidad de obtener el flujo calórico máximo admisible en el canal caliente para las distintas velocidades del fluido refrigerante seleccionadas.

Las restricciones térmicas y condiciones del cálculo en cada corrida del programa se presentan en la tabla N°II; así mismo los resultados del flujo calórico máximo admisible para las velocidades asumidas por el programa en cada corrida correspondiente, se presentan en la Tabla N°III .

Con éstos resultados se construyen las Gráficas N°2 y N°3, que presentan la relación existente entre el flujo calórico máximo admisible en el canal caliente y la velocidad del fluido refrigerante en el núcleo.

9.2.3 CALCULO DEL CAUDAL TOTAL DE REFRIGERACION EN EL SISTEMA PRIMARIO DEL RP-10

Para cada uno de los valores del flujo calórico máximo en el canal caliente, obtenidos en el punto (9.2.1), se extrae de las curvas de las Gráficas N°2 y N°3, las velocidades correspondientes a las que debe circular el refrigerante para la configuración del núcleo requerida.

Estas velocidades del fluido refrigerante para

las distintas configuraciones del núcleo se presentan en la Tabla N^oIV, con las cuales calculo el caudal efectivo de refrigeración según (9-5) :

$$Q_{er} = 3.6 \times 10^{-3} \cdot V \cdot Spnu$$

$$Q_{er} = 3.6 \times 10^{-3} \cdot V \cdot Sp \left[N_s(N_p/s - 1) + N_b(N_p/b + 1) \right]$$

$$Q_{er} = 3.6 \times 10^{-3} \times 2.33475 (15N_s + 65) \cdot V$$

$$Q_{er} = 8.4051 \times 10^{-3} (15N_s + 65) \cdot V$$

Teniendo en cuenta el caudal externo que circulando conjuntamente con el anterior no refrigera las placas generadoras de calor (Ver Anexo N^o1), obtenemos el caudal total de refrigeración (Q_p), mediante la relación (3-7) :

$$Q_p = 1.25 Q_{er}$$

$$Q_p = 10.5063 \times 10^{-3} (15N_s + 65) \cdot V$$

El caudal así calculado satisface las restricción térmica de la máxima temperatura de pared en la placa combustible, así también como la incidencia que tiene sobre el mismo, considerar coeficientes de incertidumbre ó no en el Código de Cálculo.

Estos caudales para las distintas configuraciones del núcleo se presentan en la Tabla N^oV, con la cual construimos la Gráfica N^o4, que presenta las curvas del caudal total de refrigeración en el circuito primario en función del número de cajas combustibles presentes en el núcleo.

9.2.3.1 ANALISIS DE LAS CURVAS DE CAUDAL

La Gráfica N^o4, presenta para las condiciones de operación (TE = 40°C ; TP = 85°C), dos curvas características del caudal total en el circuito primario :

CURVA N^o 1 :

Representa las condiciones límites de operación enunciadas en (8.1.1), sin considerar coeficientes de incertidumbre en el Código de Cálculo.

Para la configuración nuclear desde el punto de vista neutrónico (Nc = 29), se obtiene un caudal $Q_{p1} = 1417.507 \text{ m}^3/\text{h}$, que por restricción térmica satisface la refrigeración del núcleo para la operación nominal del reactor.

CURVA N^o 2 :

Satisface las condiciones límites de operación, considerando coeficientes de incertidumbre en el Código de Cálculo.

Para la actual configuración nuclear desde el punto de vista neutrónico, se obtiene un caudal total $Q_{p2} = 2793.2275 \text{ m}^3/\text{h}$, que por restricción térmica puede considerarse desde una posición conservadora como el límite superior del caudal necesario en el circuito primario del RP-10 .

También se presenta en la Gráfica N^o4, dos curvas adicionales (N^o3 y N^o4), para la condición de

operación en que la temperatura de pared de la placa combustible alcance el valor máximo admisible establecido en las bases de diseño (TP = 90°C); de éstas curvas podemos deducir que para la actual configuración del núcleo se necesitarían caudales menores que para las condiciones de operación normal :

$$Q_{p3} = 1232.4433 \text{ m}^3/\text{h} \quad \text{S.C.I.} < Q_{p1}$$

$$Q_{p4} = 2395.8539 \text{ m}^3/\text{h} \quad \text{C.C.I.} < Q_{p2}$$

9.2.4

CONCLUSIONES PRELIMINARES DEL CALCULO DEL CAUDAL POR RESTRICCIÓN TERMICA

De acuerdo a la Ingeniería de Detalle preparada por NUKEM, se ha establecido en el presente trabajo como base del diseño termohidráulico, una configuración desde el punto de vista neutrónico de 29 elementos combustibles.

Para ésta configuración, diseño el caudal óptimo de refrigeración en el circuito primario, considerando la Curva N°1 de la Gráfica N°4, en la cual se establecen las condiciones límites de operación, obteniendo como resultado por restricción térmica el caudal :

$$Q_{p1} = 1417.507 \text{ m}^3/\text{h}$$

Este caudal al ser inferior al inicialmente calculado con la Ingeniería Básica preparada por la

CNEA (Referencia /5/), hace necesario establecer en función de las restricciones hidráulicas, la flexibilidad del núcleo del reactor, verificando si asegura la refrigeración del núcleo para un mínimo número de elementos combustibles, operando el reactor a su potencia nominal.

9.3 VERIFICACION POR RESTRICCIÓN HIDRAULICA DEL CALCULO DEL CAUDAL

9.3.1 RELACION ENTRE LA VELOCIDAD DEL REFRIGERANTE Y LAS CONFIGURACIONES DEL NUCLEO

Para el caudal preliminar diseñado por restricción térmica ($Q_p = 1417.507 \text{ m}^3/\text{h.}$), analizaremos la variación de la velocidad del fluido refrigerante para los distintos números de elementos combustibles que pueden conformar el núcleo.

Con la finalidad de ubicar el cálculo en una posición conservadora desde el punto de vista hidráulico, se asume que el caudal efectivo de refrigeración es 85% del caudal total. Considerar un mayor caudal resulta conservador puesto que las pérdidas de carga en el núcleo son mayores a mayor caudal.

$$Q_{er} = 0.85 Q_p$$

$$Q_{er} = 0.85 \times 1417.507 \text{ m}^3/\text{h.}$$

$$Q_{er} = 1204.881 \text{ m}^3/\text{h}.$$

Manteniendo constante éste caudal, podemos determinar la velocidad del fluido refrigerante para las distintas configuraciones del núcleo mediante la siguiente ecuación : (9-5)

$$Q_{er} = 3.6 \times 10^{-3} \cdot V \cdot Sp_{nu}$$

$$Q_{er} = 3.6 \times 10^{-3} \cdot Sp (15Ns + 65) \cdot V$$

$$Q_{er} = 8.4051 \times 10^{-3} \cdot (15Ns + 65) \cdot V$$

$$V = \frac{Q_{er}}{8.4051 \times 10^{-3} \cdot (15Ns + 65)}$$

$$V = f(Ns)$$

Los resultados de ésta ecuación se muestran en la Tabla N^oVI, con la cual construimos la Gráfica N^o5, que presenta la relación existente entre la velocidad del fluido refrigerante y las distintas configuraciones del núcleo, para ($Q_{er} = \text{constante}$).

9.3.2

CALCULO DE LA PERDIDA DE CARGA EN EL NUCLEO

La pérdida de carga en el núcleo es una sumatoria de las pérdidas de carga parciales a lo largo del elemento combustible y la grilla soporte del núcleo (Sistema de resistencias hidráulicas en serie).

Haciendo uso del Código de Cálculo DTP-I, para una velocidad de circulación del fluido refrigerante se evalúa las pérdidas de carga parciales en los distintos tipos de singularidades y tramos rectos,

obteniendo como resultado la pérdida de carga total en el núcleo.

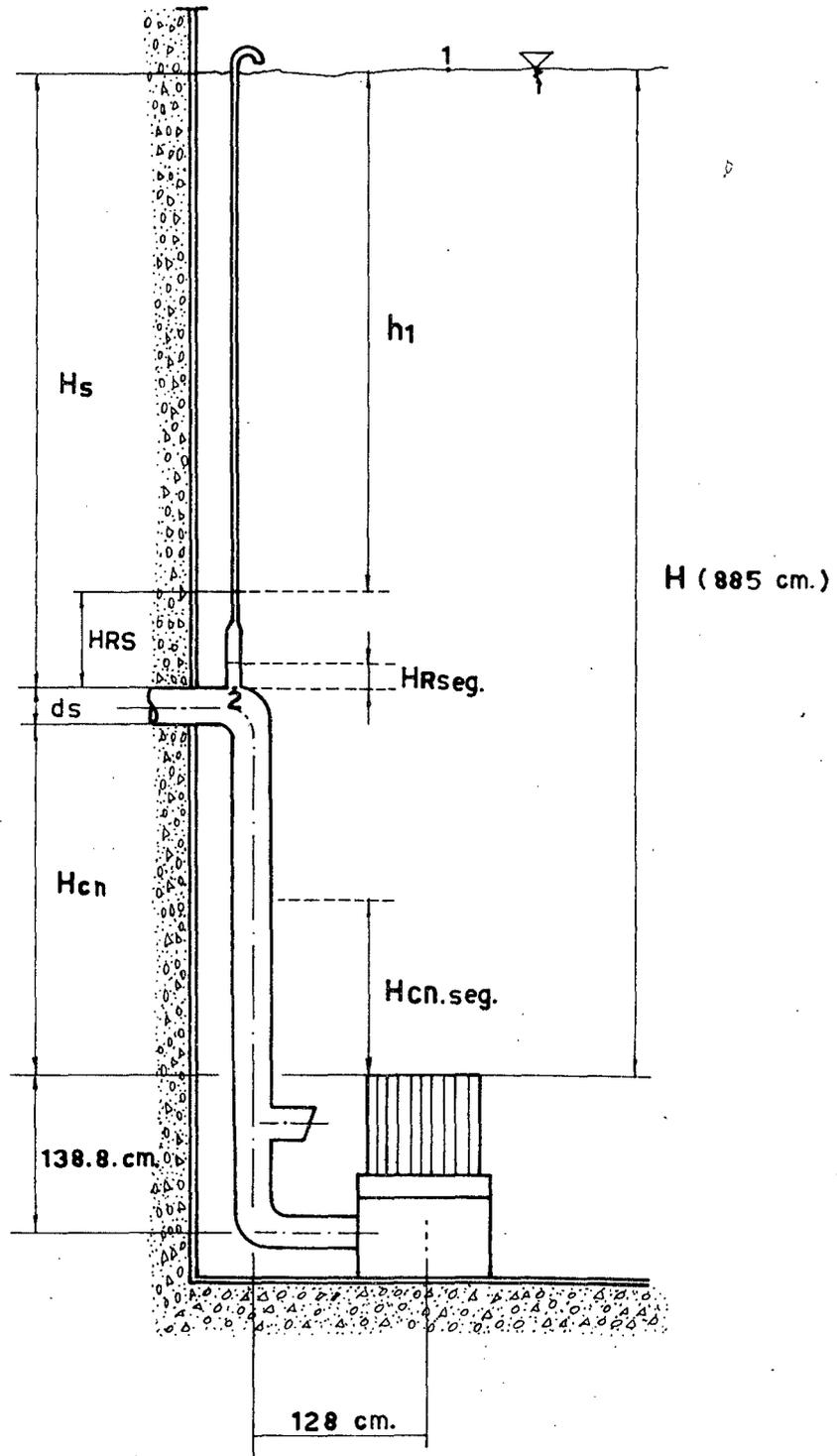
Estos resultados se muestran en la Tabla N^oVII, con la cual construimos la Gráfica N^o6, que presenta la relación existente entre la pérdida de carga total en el núcleo (DHT_{nu}), y la velocidad de circulación del fluido refrigerante.

9.3.3 PERDIDA DE CARGA EN EL NUCLEO PARA LAS DISTINTAS CONFIGURACIONES DEL NUCLEO

Para cada velocidad del fluido refrigerante correspondiente a un número de elementos combustibles obtenidas en el punto (9.3.1), se extrae de la Gráfica N^o6, la pérdida de carga en el núcleo para la configuración requerida.

Estas pérdidas de carga para las distintas configuraciones del núcleo se presentan en la Tabla N^oVIII. Con la finalidad de obtener el número mínimo admisible de elementos combustibles en el núcleo, para la posición del sifón (H_s) establecida en las bases de diseño, se construye la Gráfica N^o7, que presenta la pérdida de carga en el núcleo (DHT_{nu}) en función del número de elementos combustibles.

9.3.4 CALCULO DE LA MAXIMA PERDIDA DE CARGA ADMISIBLE EN EL NUCLEO



ESQUEMA N° 9

El Esquema N°9, permite visualizar las características hidráulicas del sistema primario de refrigeración.

Considerando el fluido refrigerante como un flujo no viscoso, incompresible y permanente, podemos plantear la Ecuación de Bernoulli Modificada entre los puntos 1 y 2 como un caso particular del primer principio de la Termodinámica, en que se consideran las pérdidas de energía a través del núcleo y del tramo de tubería de salida del refrigerante; luego obtenemos :

$$\frac{V_1^2}{2g} + \frac{P_{atm}}{\gamma} + (H+138.8) = \frac{V_2^2}{2g} + \frac{(P_{atm}+P_2)}{\gamma} + (H_{cn}+d_s+138.8) + D_{Hnu} + D_{Htub}.$$

Simplificando :

$$H = \frac{V_2^2}{2g} + \frac{P_2}{\gamma} + (H_{cn}+d_s) + D_{Hnu} + D_{Htub}.$$

$$H - (H_{cn}+d_s) = \frac{V_2^2}{2g} + D_{Hnu} + D_{Htub} + \frac{P_2}{\gamma}$$

$$H_s = \frac{V_2^2}{2g} + D_{Hnu} + D_{Htub} + \frac{P_2}{\gamma}$$

A fin de evitar el descebado de las bombas del sistema primario, se debera respetar un nivel mínimo de agua dentro del rompesifón ($H_{Rseg} = P_2/\gamma = 20 \text{ cm.c.a.}$), establecido como condición normal de operación en el punto (8.1.2).

$$H_s \geq \frac{V_2^2}{2g} + D_{Hnu} + D_{Htub} + H_{Rseg}.$$

$$H_s \geq D_{H\text{dinámica}} + D_{H\text{nu}} + D_{H\text{tub.}} + H_{R\text{seg.}}$$

Luego la máxima pérdida de carga admisible en el núcleo se define como :

$$D_{H\text{nu}} \leq H_s - (D_{H\text{dinámica}} + D_{H\text{tub.}} + H_{R\text{seg.}})$$

CALCULO DE $D_{H\text{dinámica}}$:

Siendo 2 las tuberías de salida de refrigerante (2 sifones), el caudal total Q_p diseñado por restricción térmica se reparte igualmente en cada tubería, por lo que la velocidad del fluido refrigerante en el punto 2 resulta ser :

$$V_2 = \frac{Q_p}{2(\text{Area Sifón}) 3.6 \times 10^{-3}}$$

Donde :

$$V_2 = (\text{cm/seg})$$

$$Q_p = 1417.507 \text{ m}^3/\text{h.}$$

$$\text{Area} = (\text{cm}^2)$$

$$d_s = 12'' = 30.48 \text{ cm.}$$

Reemplazando éstos valores :

$$V_2 = \frac{1417.507 \text{ m}^3/\text{h}}{2 \left[\frac{\pi(30.48)^2}{4} \right] 3.6 \times 10^{-3}}$$

$$V_2 = 269.81924 \text{ cm/seg.}$$

Luego evaluando la pérdida de carga dinámica obtenemos :

$$D_{H\text{dinámica}} = \frac{V_2^2}{2g}$$

$$D_{H\text{dinámica}} = \frac{(269.81924)^2}{2 \times 981} \text{ cm.}$$

$$DH_{\text{dinámica}} = 37.106229 \text{ cm.}$$

CÁLCULO DE DHtubería :

La pérdida de carga en el tramo de la tubería de salida de refrigerante es debido al rozamiento del fluido y las paredes de la misma.

En el Esquema N°9, podemos apreciar que ésta pérdida de carga puede evaluarse considerando las pérdidas primarias en los tramos rectos mediante la Ecuación de Darcy-Weisbach y la pérdida secundaria en los codos de cambio de dirección del flujo considerando un coeficiente de resistencia local.

Sin embargo éste cálculo se ve simplificado considerando que para la posición del sifón (Hs) se tiene una longitud equivalente de 6.02 m. ; siendo dicha tubería de Acero inoxidable AISI-316L, de 12" de diámetro, se asume aproximadamente una pérdida de carga de 3 cm.c.a. por cada metro de tubería. Luego la pérdida de carga se evalúa como :

$$DH_{\text{tubería}} = 6.02 \text{ m} \times 3 \text{ cm.c.a./m}$$

$$DH_{\text{tubería}} = 18.06 \text{ cm.c.a.}$$

Reemplazando la pérdida de carga dinámica y la pérdida de carga en el tramo de tubería, en la expresión de la máxima pérdida de carga admisible en el núcleo, obtenemos :

$$DH_{\text{nu}} \leq H_s - (37.106229 + 18.06 + 20) \text{ cm.c.a.}$$

$$DH_{\text{nu}} \leq 550 - (75.166229) \text{ cm.c.a.}$$

$$DH_{nu} \leq 474.83377 \text{ cm.c.a.}$$

9.3.5

CALCULO DEL NUMERO MINIMO DE ELEMENTOS COMBUSTIBLES ADMISIBLES EN EL NUCLEO

Para la máxima pérdida de carga admisible en el núcleo se extrae de la Gráfica N°7, el número mínimo de elementos combustibles, admisible en el núcleo :

$$N^{\circ} \text{ ELEMENTOS COMBUSTIBLES} \geq 23$$

INTERPRETACION DE LOS RESULTADOS OBTENIDOS

1. La restricción térmica se ubica en una configuración nuclear de 29 elementos combustibles, para la cual se obtiene un caudal total de refrigeración en el sistema primario de :

$$Q_{p.\text{preliminar}} = 1417.507 \text{ m}^3/\text{h.}$$

2. Para éste caudal, la restricción hidráulica indica una configuración nuclear mínima de 23 elementos combustibles.
3. Si bien el diseño del caudal debe asegurar la refrigeración del reactor para la mínima configuración del núcleo, operando a su potencia nominal; esto nos lleva a inferir (según las

curvas de caudal), la posibilidad de aumentar el caudal preliminar, de manera que los límites impuestos por ambas restricciones tiendan a un número de elementos combustibles similar.

9.4

ANALISIS DEL CALCULO TERMOHIDRAULICO

Considerando aceptable el número mínimo de elementos combustibles impuesto por la restricción hidráulica, de la Gráfica N°4 - Curva N°1, se extrae un valor del caudal total necesario en el sistema primario de refrigeración de :

$$Q_p = 1492.0493 \text{ m}^3/\text{h.}$$

Que garantiza la operación normal del reactor a su potencia nominal, a la vez que ubica la restricción térmica en un :

$$N^{\circ} \text{ ELEMENTOS COMBUSTIBLES} = 23$$

Realizando el mismo procedimiento de cálculo (9.3.4), para el caudal Q_p diseñado por restricción térmica, obtenemos una máxima pérdida de carga admisible en el núcleo :

$$DH_{nu} \leq 470.82856 \text{ cm.c.a.}$$

Si consideramos que para la construcción de la Gráfica N°7, asumimos conservativamente un caudal efectivo de refrigeración 85% Q_p .preliminar, el cual

es mayor que el caudal efectivo de refrigeración diseñado en el presente análisis.

$$Q_{er.preliminar} = 0.85 \times 1417.507 = 1204.881 \text{ m}^3/\text{h}$$

$$Q_{er} = 0.8 \times 1492.0493 = 1193.6394 \text{ m}^3/\text{h}.$$

$Q_{er.preliminar} > Q_{er}$. (A mayor caudal mayor pérdida de carga en el núcleo).

Entonces, para la máxima pérdida de carga admisible en el núcleo se extrae de la Gráfica N°7, la configuración nuclear mínima admisible :

$$N^{\circ} \text{ ELEMENTOS COMBUSTIBLES} \geq 23$$

El presente análisis del cálculo termohidráulico, permite extraer los siguientes resultados :

$$Q_p = 1492.0493 \text{ m}^3/\text{h}.$$

$$N_c. \text{ por restricción térmica} = 23$$

$$N_c. \text{ por restricción hidráulica} \geq 23$$

Es decir que el reactor no podrá operarse a plena potencia (10 MW.), con un número de elementos combustibles inferior a 23 para un caudal total de refrigeración en el sistema primario $Q_p = 1492.049 \text{ m}^3/\text{h}$.

9.5

INCIDENCIA DEL INCREMENTO DE LA TEMPERATURA MAXIMA DE PARED EN EL CALCULO TERMOHIDRAULICO

En el desarrollo del cálculo por restricción térmica, la principal condición limitativa es la tem

peratura máxima de pared admisible en las placas combustibles, la cual fué fijada como límite de operación en 85°C.

Sin embargo, consultas realizadas a la División de Corrosión de la CNEA (Informe a la Dra. Stella de Michelli), indican no superar los 100°C., pudiendo adoptar con buen margen de seguridad una temperatura máxima de trabajo de 90°C.

Haciendo uso del Código de Cálculo Termic-1B, obtubimos los flujos calóricos máximos admisibles en función de la velocidad del fluido refrigerante, para la condición de operación en que la temperatura de pared sea 90°C. (Curva N°3y4 de la Gráfica N°3).

Manteniendo constante el caudal total de refrigeración en el sistema primario ($Q_p = 1492.049 \text{ m}^3/\text{h}$), e invariable los parámetros hidráulicos tenidos en cuenta en el desarrollo del cálculo, analizaré la incidencia que tiene la bondad de incrementar la temperatura máxima de pared en la configuración mínima alcanzada.

Considerando la relación existente entre la velocidad del fluido refrigerante y el número de cajas combustibles presentes en el núcleo :

$$V = \frac{Q_{er.}}{8.4051 \times 10^{-3} (15Ns + 65)} \quad (\text{cm/seg})$$

Donde :

$$Q_{er.} = 0.8 Q_p = 1193.6394 \text{ m}^3/\text{h}$$

Obtenemos para cada configuración del núcleo la velocidad de circulación del fluido refrigerante (Ver Tabla Nº IX).

Con éstas velocidades es posible obtener de la Gráfica Nº3 - Curva Nº3, los flujos calóricos máximos admisibles en el canal caliente para cada configuración requerida.

Dichos flujos calóricos pueden relacionarse con la potencia máxima admisible mediante la ecuación

(9-6) :

$$PN = \bar{\phi} \cdot Scnu \cdot 10^{-6}$$

$$PMax. ad. = \frac{\phi_{max.ad.}}{Kt} \cdot Scp(16Ns + 60) \cdot 10^{-6}$$

$$PMax. ad. = \frac{\phi_{max.ad.}}{2.5} \cdot 771.825(16Ns+60) \cdot 10^{-6}$$

$$PMax. ad. = f(Ns)$$

Con éstos resultados (Ver Tabla Nº IX), construimos la Gráfica Nº8, que presenta la potencia máxima admisible en función del número de elementos combustibles.

Luego para la potencia nominal de 10 MW., de la Gráfica Nº8, obtenemos la mínima configuración del núcleo desde el punto de vista térmico :

Nº ELEMENTOS COMBUSTIBLES, MINIMO = 14

Este valor muestra la incidencia de la temperatura de pared máxima admisible (90°C.), en la

flexibilidad del núcleo, la cual es total.

Este análisis al desarrollo del cálculo termohidráulico permite extraer los siguientes resultados :

$$Q_p = 1492.0493 \text{ m}^3/\text{h.}$$

$$N_c. \text{ por restricción Térmica} \geq 14$$

$$N_c. \text{ por restricción Hidráulica} \geq 23$$

Luego, podemos concluir que para la condición de operación en que la temperatura de pared de la placa combustible sea la máxima admisible, la restricción en la configuración mínima del núcleo es del tipo Hidráulica ($N_c \geq 23$), para un caudal total en el sistema primario $Q_p = 1492.0493 \text{ m}^3/\text{h.}$

El análisis de la Gráfica Nº8, nos permite deducir que el caudal Q_p asegura la refrigeración del núcleo para configuraciones $N_c \geq 14$, operando el reactor a potencias máximas admisibles mayores que la potencia nominal.

Esto nos lleva a inferir, para la condición de operación ($TP_{\max} = 90^\circ\text{C.}$), la posibilidad de disminuir el valor del caudal total necesario en el sistema de refrigeración primario, lo cual es tema del siguiente análisis.

9.5.1

ANÁLISIS PARA UN CAUDAL TOTAL INFERIOR ANTE EL INCREMENTO DE LA TEMPERATURA DE PARED

Para la configuración nuclear mínima impuesta

por la restricción hidráulica, de la Gráfica Nº4 - Curva Nº3, se extrae un valor del caudal total necesario en el sistema primario :

$$Q_{p'} = 1296.9344 \text{ m}^3/\text{h.}$$

Este caudal garantiza la operación normal del reactor a su potencia nominal de 10 Mw., considerando como condición de operación la temperatura de pared máxima admisible, a la vez que ubica la restricción térmica en un :

$$\text{N}^\circ \text{ ELEMENTOS COMBUSTIBLES} = 23$$

Realizando el mismo procedimiento de cálculo (9.3.4), para el caudal $Q_{p'}$ diseñado por restricción térmica, obtenemos una máxima pérdida de carga admisible en el núcleo :

$$DH_{nu} \leq 480.779 \text{ cm.c.a.}$$

Entonces para ésta máxima pérdida de carga, se extrae de la Gráfica Nº7, la configuración nuclear mínima por restricción hidráulica :

$$\text{N}^\circ \text{ ELEMENTOS COMBUSTIBLES} = 23$$

El presente análisis permite extraer los siguientes resultados :

$$Q_{p'} = 1296.9344 \text{ m}^3/\text{h.} \quad < Q_p$$

$$\text{Nc. por restricción térmica} \quad \geq 23$$

$$\text{Nc. por restricción hidráulica} \quad \geq 23$$

Es decir que el RP-10, para la condición de operación en que la temperatura de pared es la má

xima admisible ($TP_{max} = 90^{\circ}C.$), podrá operarse a plena potencia (10 MW.), con un caudal total de refrigeración en el sistema primario :

$$Q_{p'} = 1296.9344 \text{ m}^3/\text{h.} < Q_p$$

Este caudal es óptimo, puesto que los límites impuestos por las restricciones térmicas e hidráulicas, tienden a una configuración mínima similar :

$$N_c \geq 23$$

CAPITULO Nº 10

RESULTADOS

TABLA No I

$$\varnothing_{\max. cc.} = 2.5 \times 10^7 / 771.825 (16N_s + 60)$$

<u>Nc</u>	<u>Ns</u>	<u>Scnu (cm²)</u>	<u>$\varnothing_{\max. cc.}$ (Watt/cm²)</u>
20	15	231547.5	107.96921
21	16	243896.7	102.50241
22	17	256245.9	97.562537
23	18	268595.1	93.076903
24	19	280944.3	88.98561
25	20	293293.5	85.238848
26	21	305642.7	81.794854
27	22	317991.9	78.618355
28	23	330341.1	75.679351
29	24	342690.3	72.952167
30	25	355039.5	70.41417
31	26	367388.7	68.04782
32	27	379737.9	65.834882
33	28	392087.1	63.761343
34	29	404436.3	61.814432
35	30	416785.5	59.982893
36	31	429134.7	58.256766
37	32	441483.9	56.627207
38	33	453833.1	55.08633
39	34	466182.3	53.62709
40	35	478531.5	52.243165

TABLA No IIPARAMETROS FISICOS Y CONDICIONES DE ENTRADA AL PROGRAMA
TERMIC-1B EN CADA CORRIDA CORRESPONDIENTE

<u>CURVA No</u>	<u>TE(°C.)</u>	<u>TPmax.(°C.)</u>	<u>COEFICIENTE DE</u> <u>INCERTIDUMBRE</u>
1	40	85	SIN
2	40	85	CON
3	40	90	SIN
4	40	90	CON

TABLA No IIIFLUJOS CALORICOS MAXIMOS ADMISIBLES OBTENIDOS POR EL CODIGO DECALCULO TERMIC-1B

<u>VELOCIDAD</u> <u>(cm /seg)</u>	<u>CURVA No 1</u> <u>(W /cm²)</u>	<u>CURVA No 2</u> <u>(W /cm²)</u>	<u>CURVA No 3</u> <u>(W /cm²)</u>	<u>CURVA No 4</u> <u>(W /cm²)</u>
100	28	20	32	20
125	34	20	38	22
150	39	23	44	26
175	45	26	50	29
200	50	29	56	32
225	55	32	62	36
250	60	34	68	39
275	65	37	73	42
300	70	40	79	45
325	75	43	84	48
350	79	45	89	51
375	84	48	95	54
400	89	51	100	57
425	93	53	105	60
450	98	56	110	63
475	102	58	115	66
500	107	61	120	69
525	111	63	125	72
550	115	66	130	74
575	120	68	135	77
600	124	70	140	80
625	128	73	145	83
650	132	75	150	85
675	137	77	154	88
700	141	80	159	91
725	145	82	164	93
750	149	84	168	96
775	153	87	173	99
800	157	89	178	101

TABLA No IV

VELOCIDAD DEL FLUIDO REFRIGERANTE PARA LAS DISTINTAS CONFIGURACIONES DEL NUCLEO Y FLUJOS CALORICOS MAXIMOS ADMISIBLES

Nc	$\varnothing_{\text{max. cc.}}$ (W/cm ²)	CURVA No 1 V (cm/seg)	CURVA No 2 V (cm/seg)	CURVA No 3 V (cm/seg)	CURVA No 4 V (cm/seg)
22	97.562537	448.35448	904.67726	389.57502	765.69196
23	93.076903	423.92455	850.77612	368.48806	722.14884
24	88.98561	401.8731	802.90089	349.41035	683.17273
25	85.238848	381.86615	760.05727	332.0663	648.06533
26	81.794854	363.62989	721.46588	316.22876	616.26677
27	78.618355	346.93769	686.50541	301.7088	587.32226
28	75.679351	331.60024	654.6733	288.34792	560.8581
29	72.952167	317.45815	625.55799	276.01217	536.5641
30	70.414176	304.37349	598.81311	264.58517	514.17578
31	68.04782	292.23899	574.17041	253.97641	493.48769
32	65.834882	280.94726	551.37294	244.0946	474.29916
33	63.761343	270.41532	530.2221	234.23684	456.45501
34	61.814432	260.56869	510.54311	226.23684	439.81743
35	59.982893	251.34236	492.18547	218.14191	424.26704
36	58.256766	242.67932	475.01876	210.53565	409.6998
37	56.627207	234.52937	458.92945	203.37503	396.02467
38	55.08633	226.84809	443.81809	196.62191	383.16158
39	53.62709	219.59609	429.59728	190.24243	371.03982
40	52.243165	212.73827	416.18981	184.20634	359.59672

TABLA No V

CAUDAL TOTAL DE REFRIGERACION EN EL CIRCUITO PRIMARIO

$$Q_p = 10.5063 \times 10^{-3} (15N_s + 65) \cdot V$$

Nc	Ns	CURVA No 1 (m ³ /h)	CURVA No 2 (m ³ /h)	CURVA No 3 (m ³ /h)	CURVA No 4 (m ³ /h)
22	17	1507.3749	3041.5394	1309.7575	2574.2686
23	18	1492.0493	2994.4006	1296.9344	2541.6826
24	19	1477.7698	2952.4312	1284.8535	2512.1662
25	20	1464.3801	2914.6672	1273.4077	2485.2006
26	21	1457.7538	2880.3761	1262.5098	2460.3798
27	22	1439.7874	2848.9896	1252.0881	2437.3806
28	23	1428.3956	2820.0596	1242.0826	2415.9428
29	24	1417.507	2793.2275	1232.4433	2395.8539
30	25	1407.0492	2768.1765	1223.1169	2376.9174
31	26	1397.0095	2744.745	1214.1003	2359.052
32	27	1387.3066	2722.6581	1205.3296	2342.0708
33	28	1377.9163	2701.7761	1193.5668	2325.8918
34	29	1368.8064	2681.9595	1188.4561	2310.4269
35	30	1359.9493	2663.0898	1180.3101	2295.6006
36	31	1351.3207	2645.0655	1172.3339	2281.3474
37	32	1342.8996	2627.7995	1164.5119	2267.6109
38	33	1334.6671	2611.2162	1156.8305	2254.3419
39	34	1326.6069	2595.2498	1149.2778	2241.497
40	35	1318.7043	2579.8429	1141.843	2229.0383

TABLA No VI

VELOCIDAD DE CIRCULACION DEL REFRIGERANTE
PARA LAS DISTINTAS CONFIGURACIONES DEL NUCLEO

$$V = \frac{Q_{er}}{8.4051 \times 10^{-3} (15N_s + 65)}$$

($Q_{er} = 1204.881 \text{ m}^3/\text{h} = \text{cte}$)

<u>Nc</u>	<u>Ns</u>	<u>V (cm/seg)</u>
16	11	623.266
17	12	585.10686
18	13	551.35069
19	14	521.27702
20	15	494.31441
21	16	470.00387
22	17	447.97244
23	18	427.91397
24	19	409.5748
25	20	392.74296
26	21	377.23995
27	22	362.91438
28	23	349.63702
29	24	337.29689
30	25	325.79814
31	26	315.05754
32	27	305.00251
33	28	295.56944
34	29	286.70236
35	30	278.3518
36	31	270.47392

TABLA No VIIPERDIDA DE CARGA TOTAL EN EL NUCLEO OBTENIDA POR EL CODIGO
DE CALCULO DTP-I

<u>V (cm / seg)</u>	<u>DHTnu (cm.H₂O)</u>
100	29.6897
120	41.6443
140	55.4590
160	71.1008
180	88.5424
200	107.7600
220	128.7334
240	151.4445
260	175.8769
280	202.0172
300	229.8514
320	259.3672
340	290.5544
360	323.4023
380	357.9014
400	394.0427
420	431.8186
440	471.2207
460	512.2422
480	554.8755
500	599.1152
520	644.9529
540	692.3853
560	741.4048
580	792.0068
600	844.1858
620	897.9368
640	953.2563
660	1010.1387
680	1068.5801
700	1128.5747

TABLA No VIIIPERDIDA DE CARGA TOTAL EN EL NUCLEO EN FUNCION DE LAS
DISTINTAS CONFIGURACIONES DEL NUCLEO

<u>Nc</u>	<u>Ns</u>	<u>DHTnu (cm . H₂O)</u>
16	11	906.93835
17	12	805.18085
18	13	720.04704
19	14	647.96886
20	15	586.38093
21	16	533.3582
22	17	487.39123
23	18	447.28751
24	19	412.02198
25	20	380.80760
26	21	344.37875
27	22	328.39941
28	23	306.27524
29	24	286.30273
30	25	268.24413
31	26	251.91812
32	27	237.0728
33	28	223.54494
34	29	211.20422
35	30	199.88118
36	31	189.35878

TABLA No IX

INCIDENCIA DE LA TEMPERATURA DE PARED MAXIMA ADMISIBLE (90°C.)
EN LA CONFIGURACION MINIMA DEL NUCLEO

<u>Nc</u>	<u>Ns</u>	<u>VELOCIDAD</u> <u>(cm/seg.)</u>	<u>Ømax.ad.</u> <u>(W/cm².)</u>	<u>PN.ad.</u> <u>(MW.)</u>
12	7	835.37477	183.4114	9.739432
13	8	767.64168	171.47293	9.9525015
14	9	710.06855	161.0139	10.140804
15	10	660.52889	151.78529	10.309348
16	11	617.45092	143.58823	10.461879
17	12	579.6478	136.26294	10.601251
18	13	546.20658	129.68509	10.730098
19	14	516.41349	123.73403	10.848916
20	15	489.70245	118.33796	10.960344
21	16	465.61872	113.41987	11.065093
22	17	443.79285	108.9196	11.16408
23	18	423.92152	104.78659	11.258066
24	19	405.75348	100.97801	11.347679
25	20	389.07866	97.457391	11.433448
26	21	373.72029	94.193486	11.515821
27	22	359.52838	91.159375	11.595177
28	23	346.3749	88.33175	11.671843
29	24	334.14991	85.690335	11.746099
30	25	322.75843	83.217404	11.818186
31	26	312.11805	80.897411	11.888318
32	27	302.15683	78.716643	11.956677

TABLA No X

CAUDAL EFECTIVO DE REFRIGERACION Y CAUDAL EXTERNO
OBTENIDOS POR EL CODIGO DE CALCULO DTP-I Y DTP-II

$$Nc = 29$$

$$Op = 30$$

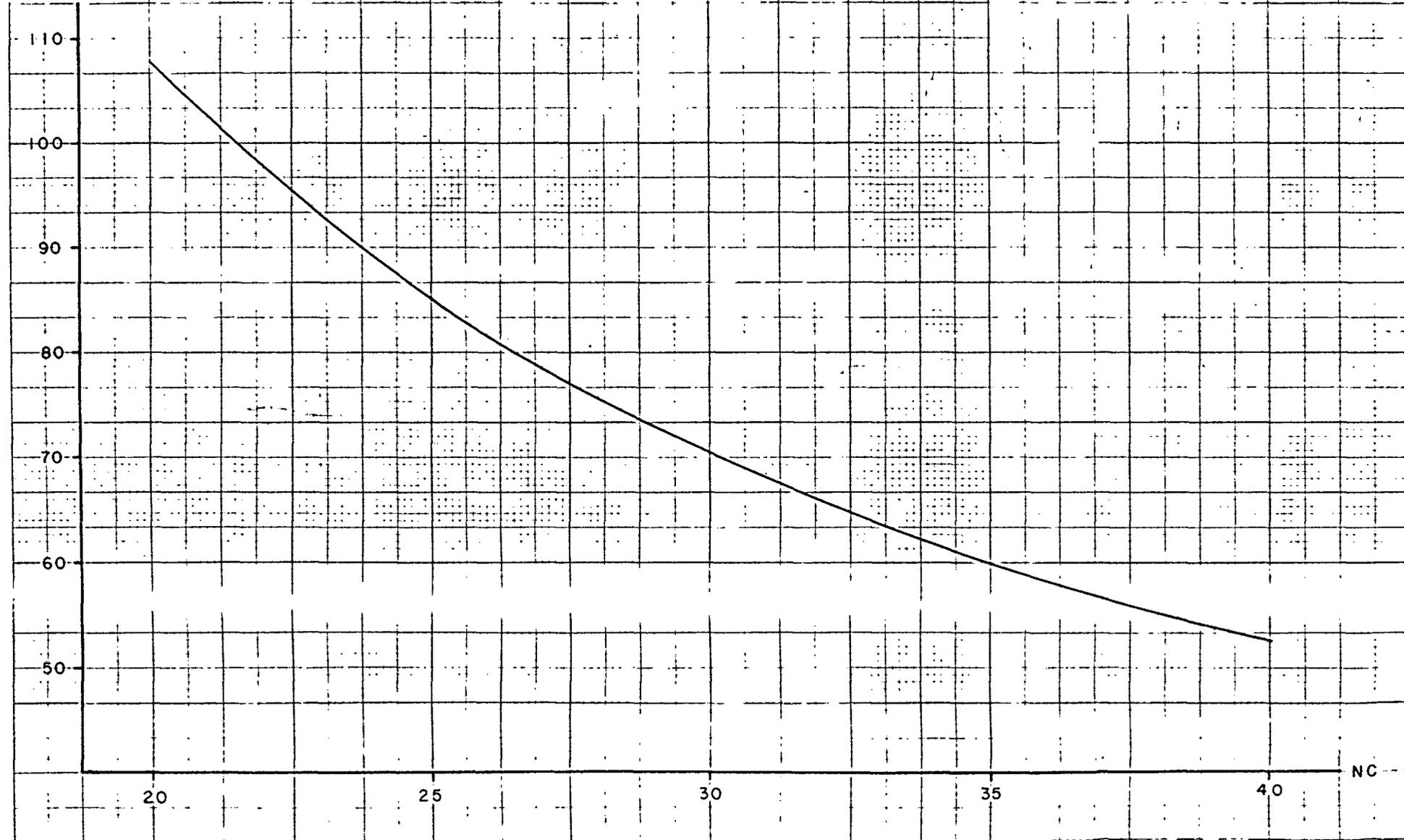
$$DHT(Nc) = DHT(Op) = DHT(nu)$$

<u>DHTnu</u> (cm.H ₂ O.)	<u>Q(Nc)</u> (m ³ /h.)	<u>Q(Op)</u> (m ³ /h.)	<u>Qsuma</u> (m ³ /h.)
200	944.908	210.466	1155.374
220	994.297	220.854	1215.151
240	1041.621	230.776	1272.397
260	1087.142	240.298	1327.440
280	1131.007	249.462	1380.469
300	1173.448	258.306	1431.754
320	1214.555	266.862	1481.417
340	1254.501	275.157	1529.658
360	1293.320	283.214	1576.534
380	1331.145	291.049	1622.194
400	1368.048	298.685	1666.733

GRAFICA No 1

FLUJO MAXIMO EN EL CANAL CALIENTE EN FUNCION DEL NUMERO
TOTAL DE ELEMENTOS COMBUSTIBLES EN EL NUCLEO..

Ø Max. C.C.
(W/cm²)



NC

GRAFICA No 2

FLUJOS CALORICOS MAXIMOS ADMISIBLES EN EL CANAL CALIENTE
EN FUNCION DE LA VELOCIDAD DEL FLUIDO REFRIGERANTE

ϕ max. ad. C.C.
(W / cm²)

CURVA No 1 TE = 40°C, TP = 85°C, SIN C.I.

CURVA No 2 TE = 40°C, TP = 85°C, CON C.I.

160

140

120

100

80

60

40

20

100

200

300

400

500

600

700

800

V (cm/seg)

CURVA No 1

CURVA No 2

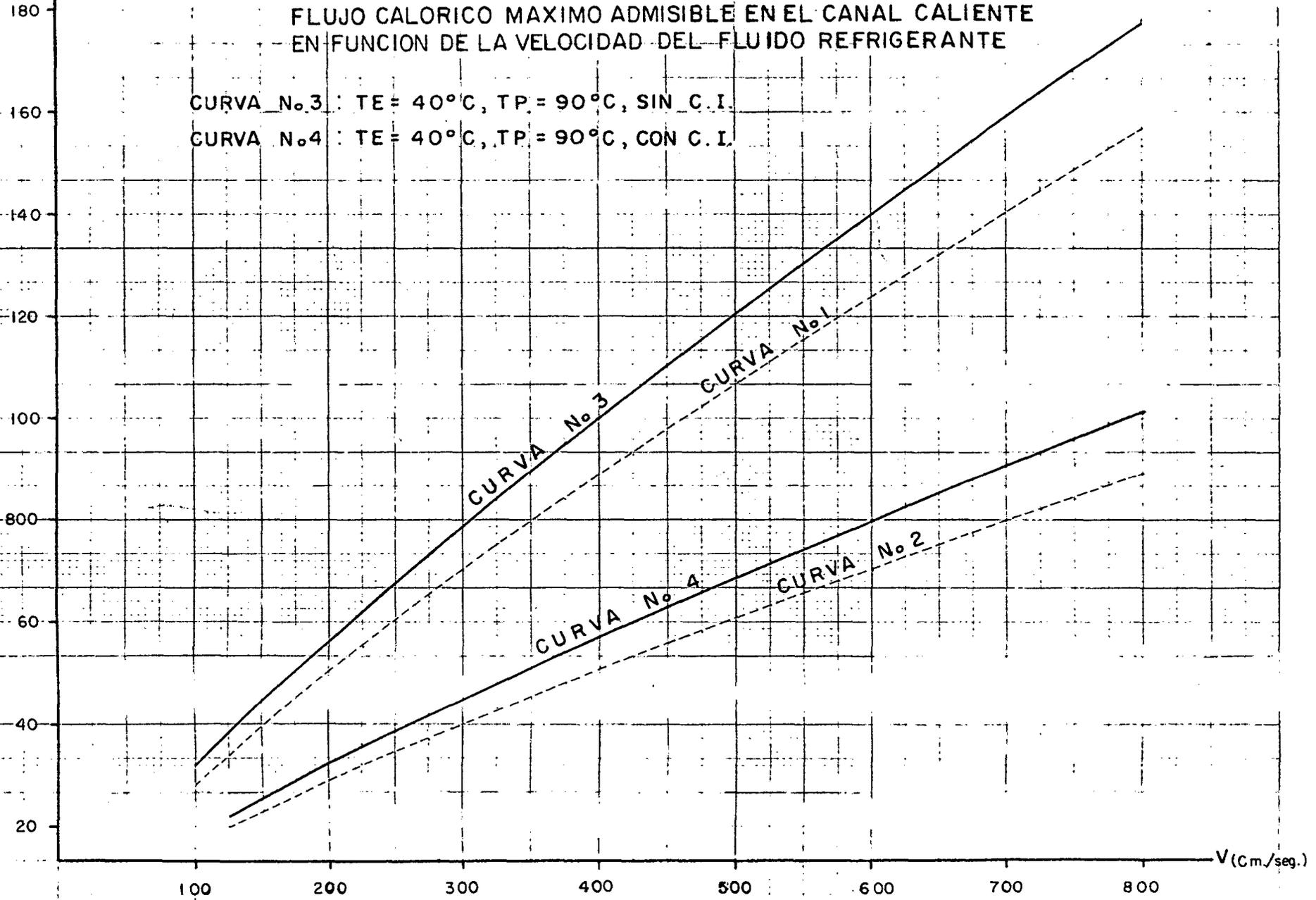
GRAFICA No 3

ϕ max. ad. C.C.
(W/cm²)

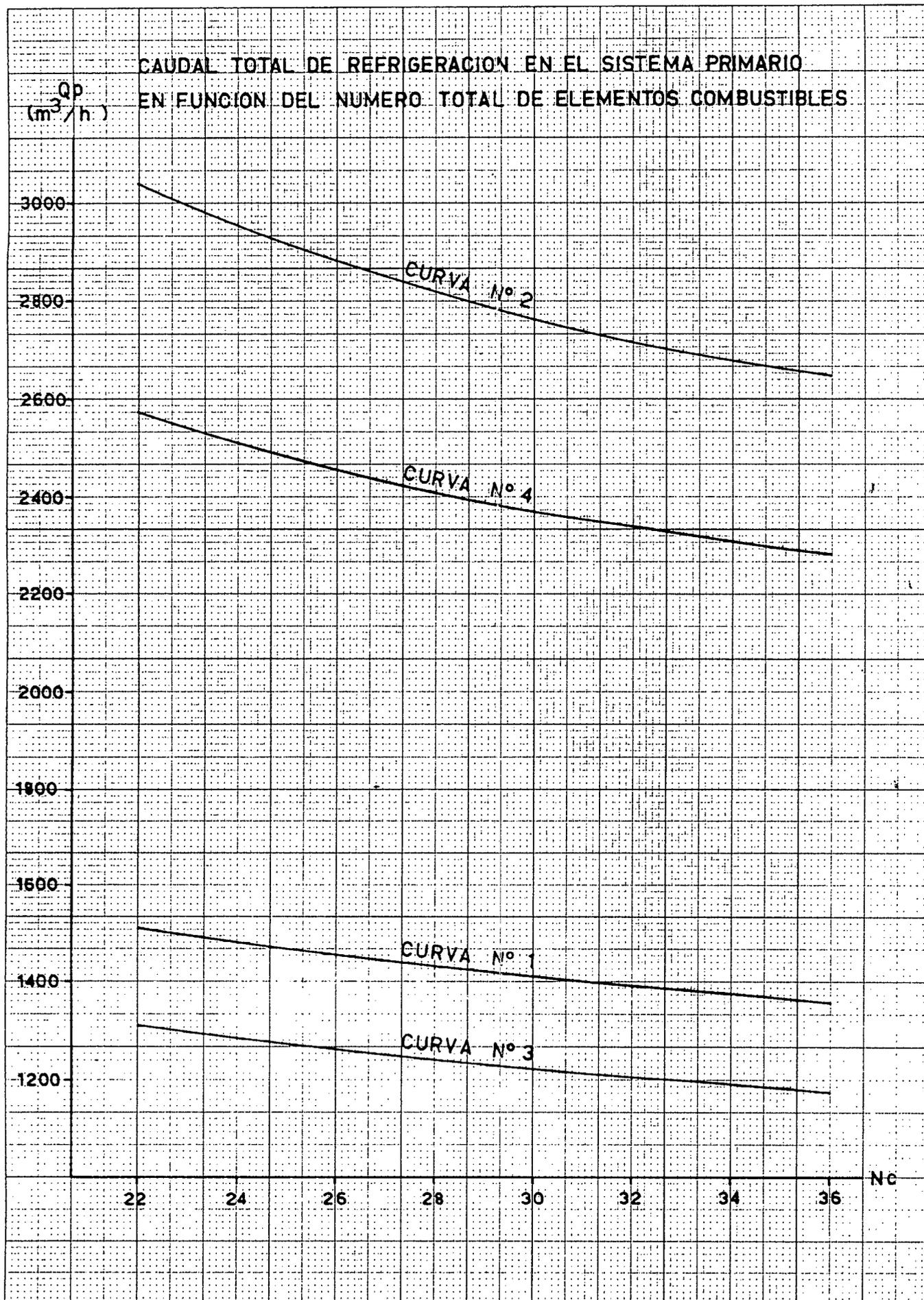
FLUJO CALORICO MAXIMO ADMISIBLE EN EL CANAL CALIENTE
EN FUNCION DE LA VELOCIDAD DEL FLUIDO REFRIGERANTE

CURVA No.3 : TE = 40°C, TP = 90°C, SIN C. I.

CURVA No.4 : TE = 40°C, TP = 90°C, CON C. I.



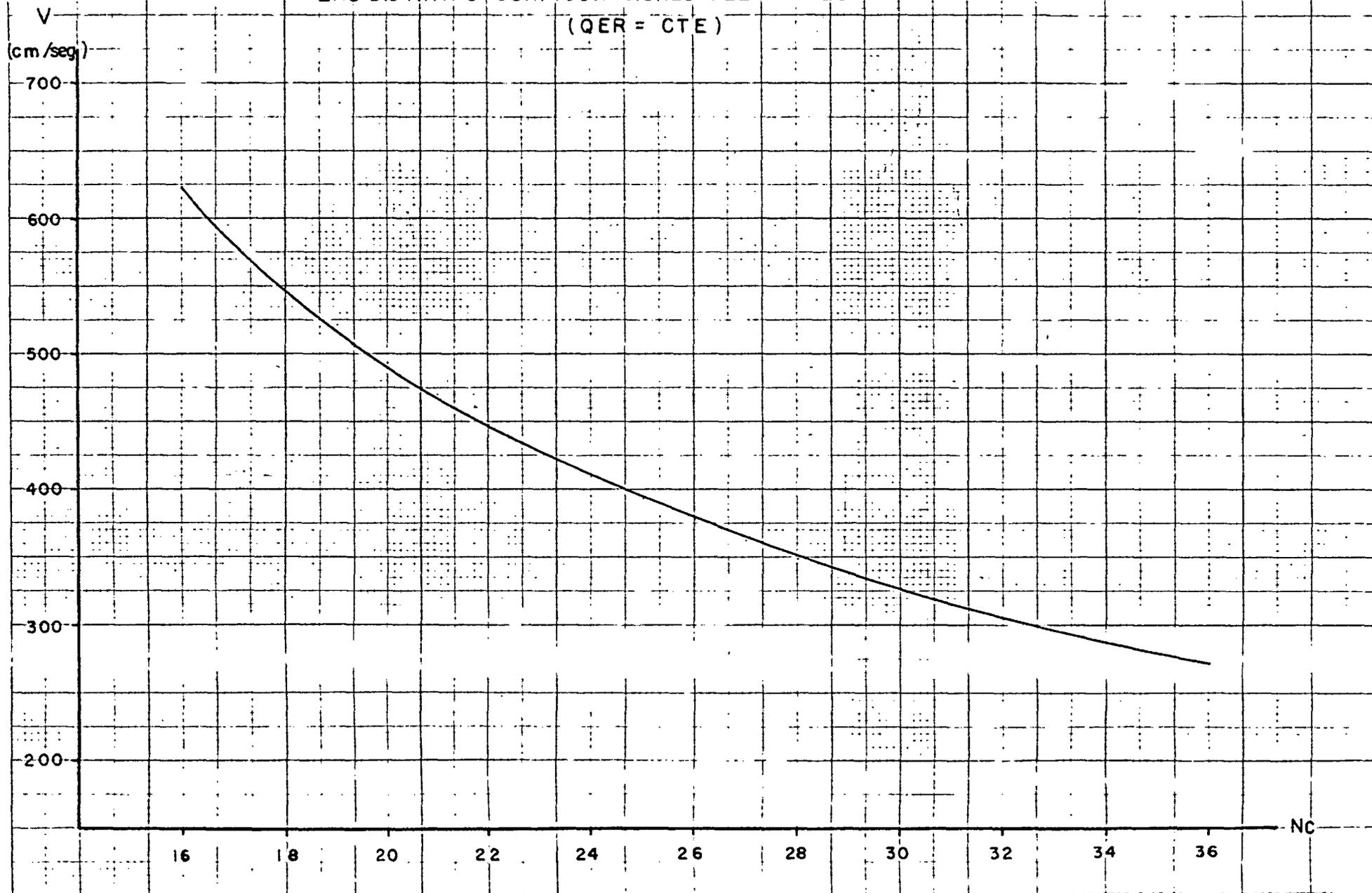
GRAFICA N°4



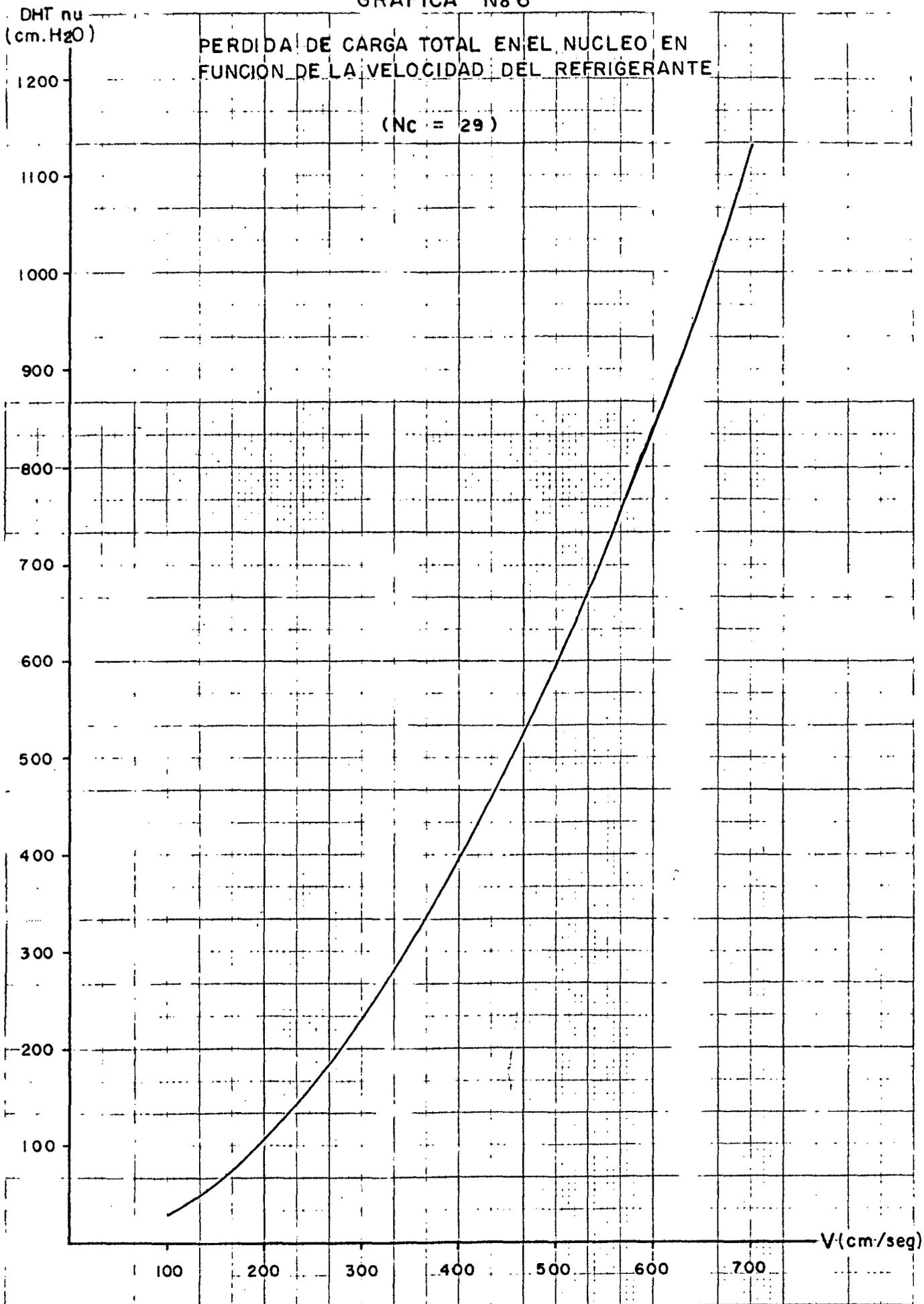
GRAFICA No 5

VELOCIDAD DE CIRCULACION DEL REFRIGERANTE EN FUNCION DE
LAS DISTINTAS CONFIGURACIONES DEL NUCLEO

($Q_{ER} = CTE$)

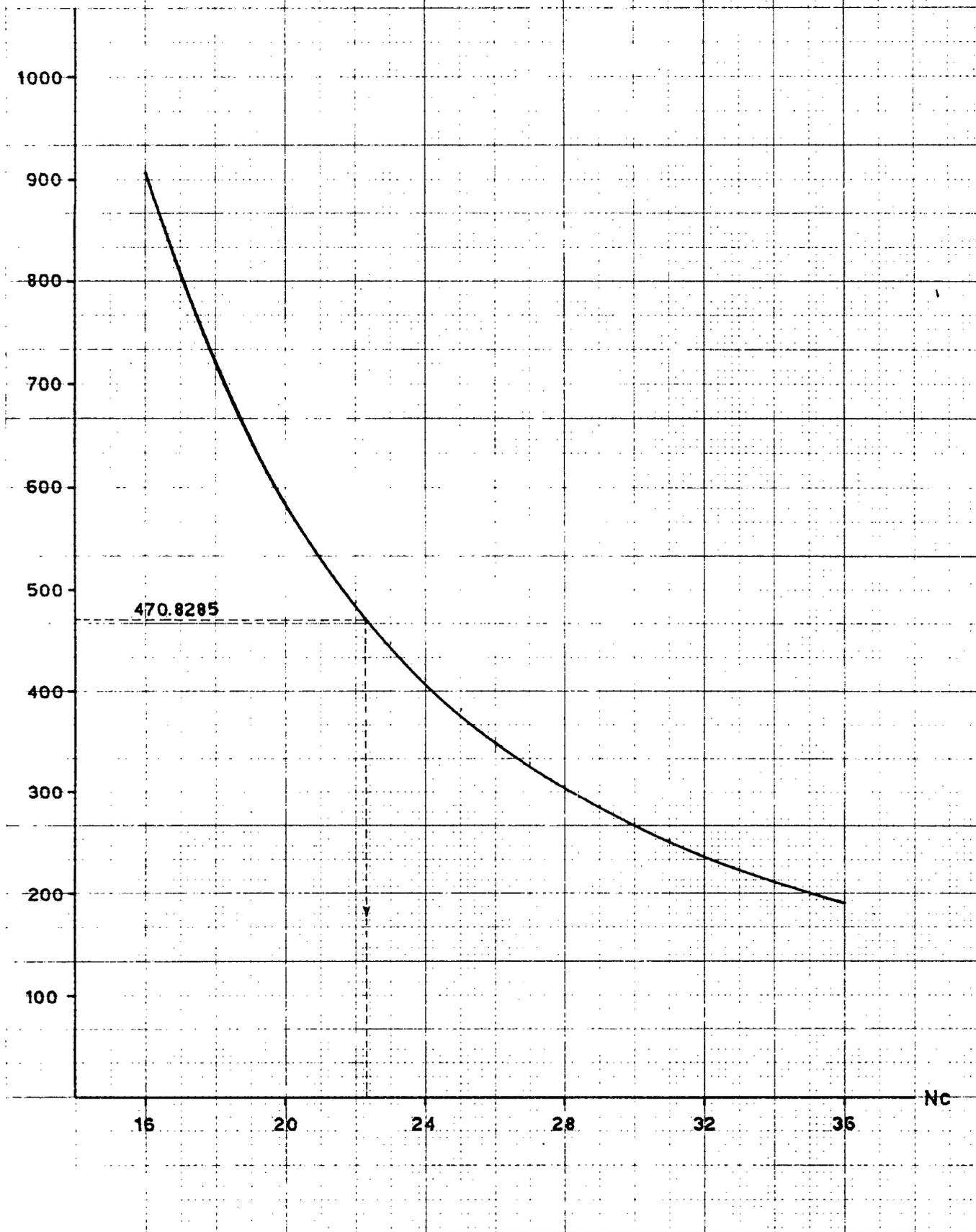


GRAFICA No 6



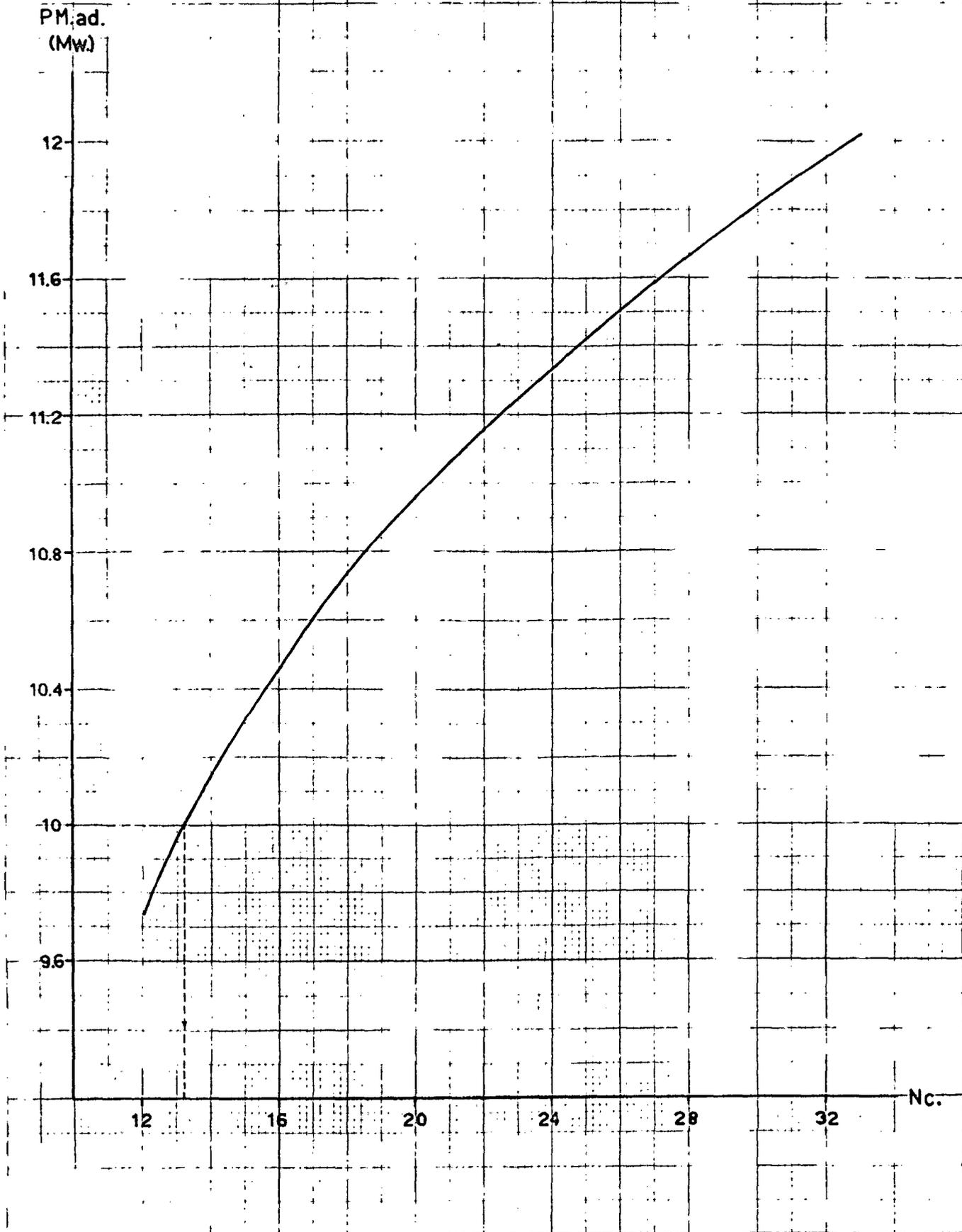
GRAFICA N°7

PERDIDA DE CARGA TOTAL EN EL NUCLEO EN FUNCION
DE LAS DISTINTAS CONFIGURACIONES DEL NUCLEO



GRAFICA Nº 8

POTENCIA MAXIMA ADMISIBLE EN FUNCION DEL
NUMERO DE ELEMENTOS COMBUSTIBLES



GRAFICA No 9

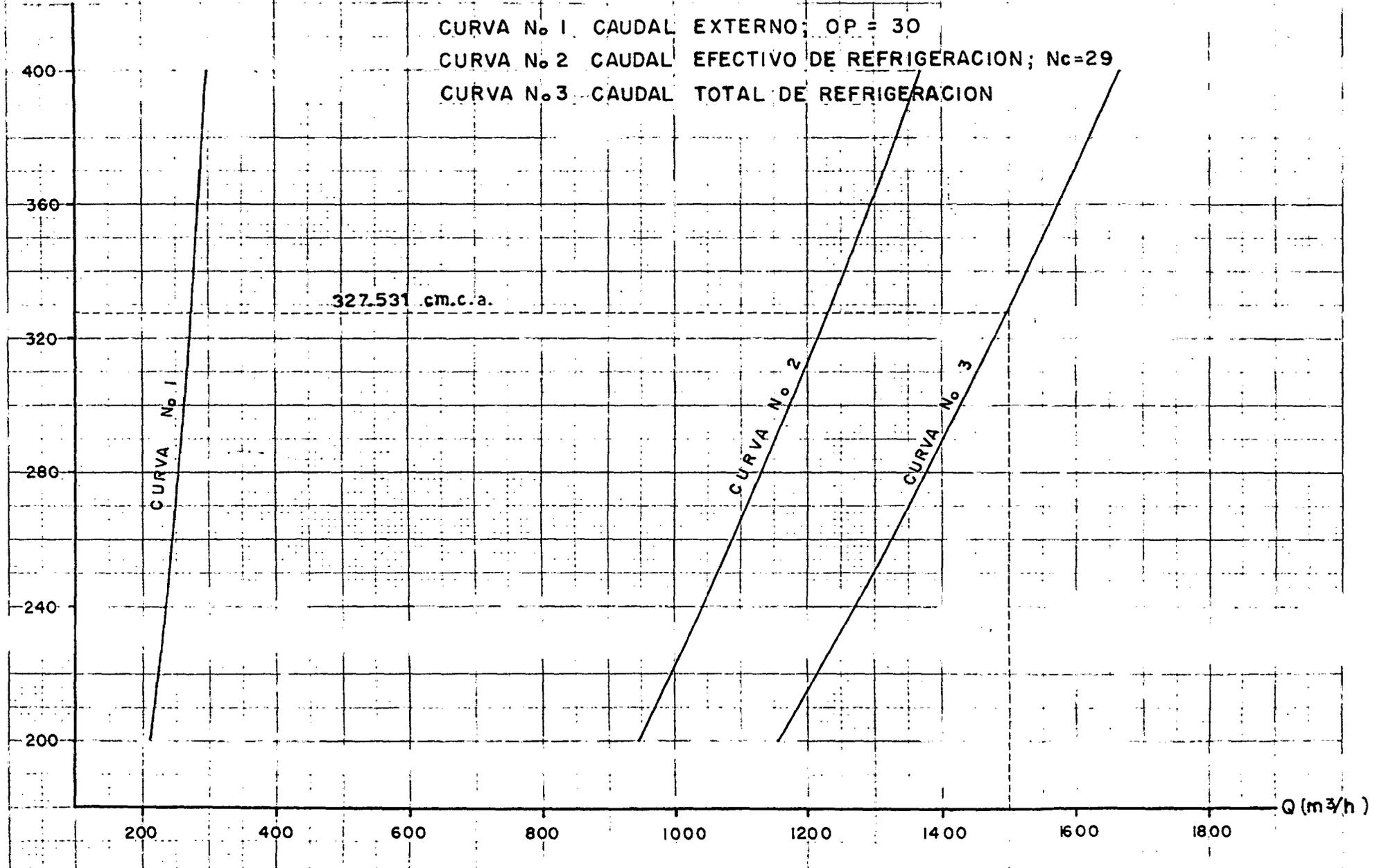
CAUDALES DE REFRIGERACION DEL NUCLEO EN FUNCION DE LA PERDIDA DE CARGA TOTAL

CURVA No 1 CAUDAL EXTERNO; OP = 30

CURVA No 2 CAUDAL EFECTIVO DE REFRIGERACION; Nc=29

CURVA No 3 CAUDAL TOTAL DE REFRIGERACION

DHT nu
(cm.H₂O)



CAPITULO Nº 11

CONCLUSIONES

CONCLUSIONES

1. Por lo hasta aquí expuesto, como resultado del Cálculo Termohidráulico se obtiene un caudal total necesario en el sistema primario de refrigeración del RP-10 :

$$Q_p = 1492.0493 \text{ m}^3/\text{h.}$$

El diseño de éste caudal armoniza con las restricciones impuestas por el sistema :

- La Restricción Térmica : Que implica un número mínimo de elementos combustibles $N_c = 23$, para la operación del reactor a su potencia nominal de 10 MW., considerando como límite de operación la máxima temperatura de pared en la placa combustible $TP_{max} = 85^\circ\text{C}$.
- La restricción Hidráulica : Que establece para la posición del sifón ($H_s = 550 \text{ cm.}$) y el nivel mínimo de agua en el rompesifón ($HR_{seg} = 20 \text{ cm.c.a.}$), una pérdida de carga admisible en el núcleo que permite la operación normal del reactor con una configuración nuclear bastante flexible $N_c \geq 23$

De ambas restricciones se puede afirmar que el RP-10, no podrá operarse a plena potencia (10 MW.), con un número de elementos combustibles inferior a 23 , para un caudal total necesario en el sistema primario $Q_p = 1492,0493 \text{ m}^3/\text{h.}$

2. Si para el caudal $Q_p = 1492.0493 \text{ m}^3/\text{h.}$, considerasemos como condición límite de operación la temperatura de pared máxima admisible en la placa combustible, manteniendo invariable los parámetros restantes considerados en el Cálculo Térmohidráulico; la incidencia de ésta temperatura en la configuración mínima del núcleo, es la siguiente :

$$TP_{\text{max.ad.}} = 90^\circ\text{C.}$$

$$N_c \text{ por restricción Térmica} \geq 14$$

$$N_c \text{ por restricción Hidráulica} \geq 23$$

De la composición de ambos resultados, se concluye que la restricción en el número mínimo de elementos combustibles, admisible en el núcleo es del tipo hidráulica $N_c \geq 23$, para un caudal total necesario en el sistema primario $Q_p = 1492.0493 \text{ m}^3/\text{h.}$

3. El análisis de un caudal total inferior en el sistema primario de refrigeración, para la condición de operación en que la temperatura de pared de la placa combustible sea la máxima admisible (90°C.), nos permite presentar los siguientes resultados :

$$Q_{p'} = 1296.9344 \text{ m}^3/\text{h.}$$

$$N_c \text{ por restricción Térmica} \geq 23$$

$$N_c \text{ por restricción Hidráulica} \geq 23$$

Por lo expuesto, podemos concluir que el RP-10,

podrá operarse a su potencia nominal de 10 MW., con un caudal total en el sistema de refrigeración primario :

$$Q_{p'} = 1296.9344 \text{ m}^3/\text{h.} < Q_p$$

El diseño de éste caudal es óptimo, puesto que armoniza con la restricción Térmica e Hidráulica en una configuración nuclear mínima similar :

$$N_c \geq 23$$

4. Siendo el RP-10, un Reactor Nuclear de Investigación, es inherente a ello considerar cierta flexibilidad en el diseño del caudal para futuras experiencias a realizar.

Por lo tanto, considerando las restricciones en la configuración mínima del núcleo establecidas en los puntos 1, 2 y 3 ($N_c \geq 23$), se concluye adoptar un caudal total disponible en el sistema de refrigeración primario del RP-10 :

$$Q_p = 1500 \text{ m}^3/\text{h.}$$

BIBLIOGRAFIA

- REF/1/ "DESCRIPCION DEL FUNCIONAMIENTO DEL SISTEMA DE REFRIGERACION PRIMARIO"
PE01-06-99-0200-0005-PE-OB-1 (06-12-79)
Ing. David Parkansky
- REF/2/ "PARAMETROS FUNCIONALES DEL SISTEMA DE REFRIGERACION PRIMARIO"
PE01-06-99-0200-0001-PE-OB-1 (06-12-79)
Ings. Gavarini ; A. García
- REF/3/ RA-3 "CAUDAL EFECTIVO DE REFRIGERACION"
CNEA-RE-150
- REF/4/ RA-3 "TERMIC-I"
CNEA-RE-53
- REF/5/ "MEMORIA DEL CALCULO TERMOHIDRAULICO DEL NUCLEO DEL RP-10"
PE01-06-99-0400-0001-PD-OA-1 (31-08-79)
Ings. David Parkansky ; Alicia García ; José Dellepiane
- REF/6/ "PERDIDA DE PRESION EN EL RA-3"
CNEA-RE-61
- REF/7/ "PRINCIPIOS DE TRANSFERENCIA DE CALOR"
Frank Kreith.
- REF/8/ "CALCULO DE INTERCAMBIADORES DE CALOR"
Kern.
- REF/9/ "MECANICA DE LOS FLUIDOS"
Irving H. Shames
- REF/10/ "FORTRAN IV"
Paul Cress ; Paul Disksen ; Wesley Graham .

ANEXO Nº I

VERIFICACION DEL CAUDAL EXTERNO DE REFRIGERACION

I

VERIFICACION DEL CAUDAL EXTERNO DE REFRIGERACION

El objetivo del presente análisis es determinar que porcentaje del caudal total en el sistema primario, representa el caudal externo de refrigeración.

Considerando las pautas de la referencia /3/, el caudal externo, $Q_{ext.}$, para el caso del RP-10 está integrado por los siguientes términos :

$Q_1 =$ Caudal que circula por los orificios pequeños de la grilla que rodean a los elementos de grafito y que no aportan a la refrigeración efectiva del núcleo.

$Q_2 =$ Caudal que circula a través de las cajas portamuestras, durante el calentamiento de las muestras de irradiación. Este caudal es relativamente pequeño y no es aprovechable para la refrigeración del núcleo.

$Q_3 =$ Caudal que circula en " BY-PASS " al núcleo ante la eventualidad de un cierre no hermético de ambas clapetas de convección natural.

$$Q_{ext.} = Q_1 + Q_2 + Q_3$$

Para la realización del cálculo de Q_1 , se consideran despreciables el caudal relativo a las cajas de irradiación Q_2 , así como Q_3 .

I.1

CODIGO DE CALCULO DTP EN LA VERIFICACION DEL CAUDAL EXTERNO

Según definimos en el Capítulo N°6, el Código de Cálculo DTP, es utilizado con la finalidad de obtener la pérdida de carga total en el núcleo y el caudal que pasa a través de un orificio pequeño de la grilla ó de un elemento combustible, para una velocidad y temperatura del fluido refrigerante seleccionadas.

En ambos programas (DTP-I ; DTP-II), he adoptado una temperatura promedio del refrigerante en el canal caliente. Considerando desde un punto de vista térmico que la temperatura más exigida será la correspondiente a la configuración mínima del núcleo, del Cálculo Termohidráulico obtenemos :

$$Nc = 23 \text{ (Conclusiones)}$$

$$\varnothing_{\text{max.cc.}} = 93.0769 \text{ Watt/cm}^2 \text{ (Gráfica N}^\circ\text{1)}$$

$$V = 423.92455 \text{ cm/seg (Gráfica N}^\circ\text{2-Curva N}^\circ\text{1).}$$

Utilizando el Código de Cálculo Termic-1B, es posible obtener la temperatura de salida del refrigerante del canal caliente para los datos citados :

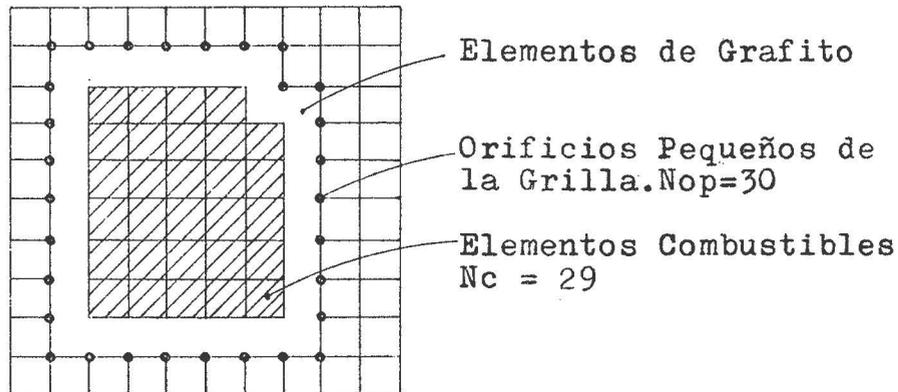
$$Ts.\text{cc.} = 53.86 \text{ }^\circ\text{C.}$$

Luego la temperatura promedio en el canal caliente es :

$$Tp.\text{cc.} = \frac{T_{\text{en.}} + Ts.\text{cc.}}{2} = \frac{40^\circ\text{C} + 53.86^\circ\text{C}}{2}$$

$$Tp.\text{cc.} = 46.93 \text{ }^\circ\text{C.}$$

La observación del Esquema N°10, para una configuración nuclear de 29 elementos combustibles, permite adoptar un número de 30 orificios pequeños en la grilla.



ESQUEMA N° 10

Luego para una dada velocidad del fluido refrigerante y una pérdida de carga computada, el caudal correspondiente según el caso, obtenido por el Código de Cálculo DTP será :

PROGRAMA DTP-I :

$$Q_{er.} = 3.6 \times 10^{-3} \cdot Sp_{nu} \cdot RO$$

$$Q_{er.} = 3.6 \times 10^{-3} \cdot Sp(15N_s + 65) \cdot RO$$

Donde :

Sp = Superficie de paso del refrigerante entre 2 placas combustibles. (Plano: CT-RP10-2).

$$Sp = a' \times b = (6.72 \times 0.33) \text{ cm}^2.$$

$$Sp = 2.2176 \text{ cm}^2.$$

N_s = Número de elementos combustibles standard.

$$N_s = N_c - N_b = 29 - 5$$

$$N_s = 24$$

RO = Velocidad del fluido refrigerante entre placas combustibles. cm/seg.

Luego la expresión del caudal efectivo de refrigeración que se presenta en el programa DTP-I, es :

$$Q_{er} = 7.98336 \times 10^{-3} (15N_s + 65) \cdot RO$$

PROGRAMA DTP-II :

$$Q_{op} = 3.6 \times 10^{-3} \cdot S_1 \cdot N_o \cdot RO$$

Donde :

S_1 = Sección de un orificio pequeño de la grilla.

$$S_1 = \frac{\pi(D_{op})^2}{4} = \frac{\pi(2.25)^2}{4} = 3.976078 \text{ cm}^2$$

N_o = Número de orificios pequeños = 30

RO = Velocidad del fluido refrigerante en el orificio pequeño de la grilla.

Estos resultados se presentan en la Tabla N°X, con los cuales construimos las curvas DHT_{nu}. en función del caudal, para un orificio pequeño y para un elemento combustible (Curva N°1 y Curva N°2 de la Gráfica N°9).

I.2

PROCEDIMIENTO DEL CALCULO

Considerando en el núcleo resistencias hidráu-

licas en paralelo, una vez obtenidas las curvas N°1 y 2 , se efectua para cada pérdida de carga en el núcleo la suma de caudales ($Q_{er.} + Q_{op.}$), construyendo así la Curva N°3-Gráfica N°9, que presenta la pérdida de carga total en el núcleo en función del caudal total.

Con el valor del caudal total en el sistema primario, obtenido por el Cálculo Termohidráulico ($Q_p = 1500 \text{ m}^3/\text{h.}$), es posible obtener de la curva suma N°3, el valor de la pérdida de carga en el núcleo ($DH_{Tnu.}$), correspondiente a dicho caudal.

Para ésta pérdida de carga obtenida, trazando una recta $DH_{Tnu.} = Cte.$, se obtiene de las Curvas N°1 y 2 , el caudal que circula por los orificios pequeños de la grilla y las cajas combustibles que conforman el núcleo :

CURVA N°3 : Para un caudal $Q_p = 1500 \text{ m}^3/\text{h.}$

$$DH_{Tnu.} = 327.531 \text{ cm.c.a.}$$

CURVA N°2 : Para la pérdida de carga $DH_{Tnu.}$

$$Q_{er.} = 1229.2211 \text{ m}^3/\text{h.}$$

CURVA N°1 : Para la pérdida de carga $DH_{Tnu.}$

$$Q_{op.} = 270.01575 \text{ m}^3/\text{h.}$$

Luego el caudal hallado para los orificios pequeños, resulta ser el siguiente porcentaje del caudal total :

$$Q_{op.} = \frac{270.01575 \times 100}{1500} = 18.0015 \% (Q_p)$$

$$Q_1 = Q_{op.} \cong 18 \% (Q_p)$$

A fin de tener en cuenta los restantes aportes que conforman el caudal externo (Q_2 y Q_3), se adoptan las siguientes consideraciones :

CAUDAL Q_2 :

Si asumimos que la velocidad de circulación del fluido refrigerante en el orificio de las cajas de irradiación, es la correspondiente a la velocidad en el orificio pequeño de la grilla, para la pérdida de carga $DHT_{nu.} = Cte.$, del programa DTP-II obtenemos :

$$V_1 = 628.80939 \text{ cm/seg.}$$

Considerando en operación un número de cajas de irradiación igual a 4, cuyo orificio de paso de refrigerante tiene un diámetro de 2 cm., el caudal Q_2 se determina como :

$$Q_2 = V_1 \cdot (4 A_{oci.}) \cdot 3.6 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{h.}$$

$$Q_2 = 628.80939 (4 \pi) \cdot 3.6 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{h.}$$

$$Q_2 = 28.44666 \text{ m}^3/\text{h.}$$

El caudal hallado para las cajas de irradiación portamuestras, representa el siguiente porcentaje del caudal total en el sistema primario :

$$Q_2 = \frac{28.44666 \times 100}{1500} = 1.8964445 \% (Q_p)$$

$$Q_2 \cong 2 \% (Q_p)$$

CAUDAL Q3 :

El diseño de la Clapeta está orientado a asegurar un cierre permanentemente hermético durante la operación normal del reactor.

$$Q_3 = 0$$

I.3 CONCLUSIONES :

1. Por lo hasta aquí expuesto, concluimos que el caudal externo de refrigeración resulta ser :

$$Q_{ext.} = Q_1 + Q_2 + Q_3$$

$$Q_{ext.} = 18\%(Q_p) + 2\%(Q_p) + 0$$

$$Q_{ext.} = 20 \% (Q_p)$$

2. El caudal efectivo de refrigeración, resultante del presente análisis es :

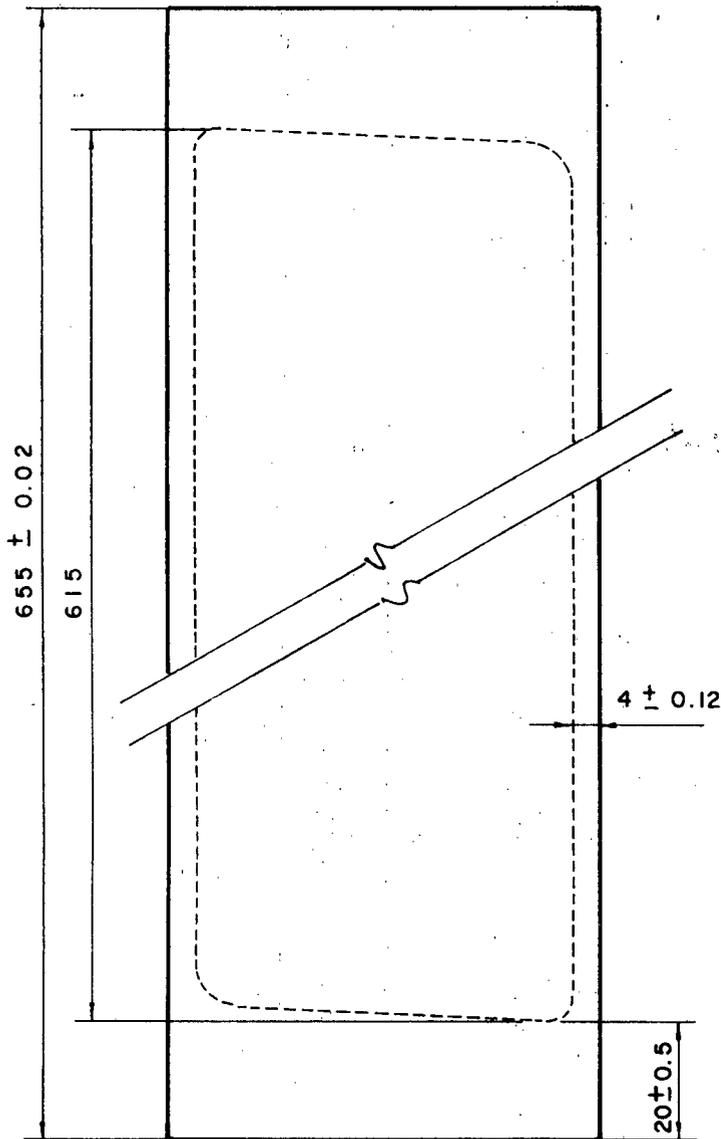
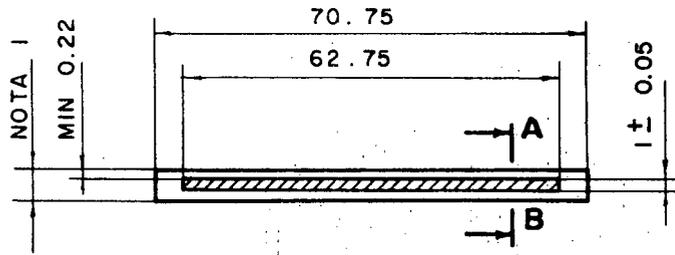
$$Q_p = Q_{er.} + Q_{ext.}$$

$$Q_{er.} = 80 \% (Q_p)$$

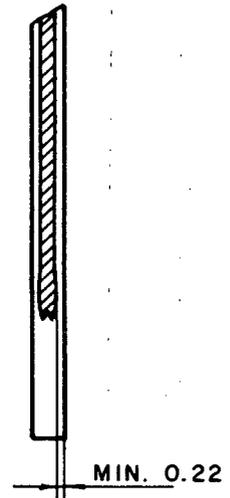
$$Q_p = 1.25 Q_{er.}$$

ANEXO Nº II

PLANOS DE REFERENCIA



SECCION A-B



NOTA 1 :

ZONA FISIL = 1.76 ± 0.05 / ZONA LIBRE DE U = 1.76 ± 0.075

CALCULO TERMOHIDRAULICO DEL RP-10

PLANO : CT-RPIO-1

DISENO : ING. NUKEM

TITULO: PLACA COMBUSTIBLE

REVISO : ING G. LECARNAQUE

FECHA : 06-08-85