

REPUBLICA ARGENTINA
COMISION NACIONAL DE ENERGIA ATOMICA
Dependiente de la Presidencia de la Nación
GERENCIA DE DESARROLLO

SEGUNDO CURSO LATINOAMERICANO
SOBRE TECNOLOGIA DE ELEMENTOS COMBUSTIBLES
TIPO PLACA PARA REACTORES DE INVESTIGACION

Diseño termohidráulico de un reactor tipo
piscina

Ing. D. PARKANSKY y Ing. A. VERTULLO

Buenos Aires

1985

INTRODUCCION

Los reactores de tipo pileta comprenden potencias de hasta algunas decenas de Megavatios con velocidades de circulación del refrigerante de hasta aproximadamente 10m/seg.

Los caudales de refrigeración para la operación nominal de dichos reactores, son aquellos que, para los flujos calóricos existentes, no permiten alcanzar una temperatura de pared tal que provoque en el canal la formación de vapor en contacto con la pared.

Dichos flujos son siempre inferiores a aquéllos que determinan la aparición de fenómenos críticos que alteran los mecanismos de transferencia de calor y llevan a la destrucción de la vaina.

Los tipos de fenómenos que se producen dependen de la velocidad de circulación y pueden ser: Di.D, redistribución de caudal y eb. pulsada.

Cálculo del flujo de comienzo de la ebullición local

SECCION 1.

En esta sección se describe el método de cálculo que se utiliza para determinar el flujo máximo admisible en el canal más caliente del reactor, que señala el comienzo de la ebullición local. A tal fin se encuentra desarrollado un código de Cálculo (Parkansky y Col., 1979).

Las condiciones de cálculo son las siguientes:

- Reactor tipo piscina con elementos combustibles MTR, de canales de refrigeración rectangulares.
- Baja presión.
- Agua liviana en simple fase como refrigerante.
- Estado estacionario.
- Esgurrimiento descendente.
- Los regímenes pueden ser turbulento, transitorio o laminar,

A bajas velocidades la pérdida de carga en el canal y consecuentemente la presión y sus funciones dependientes (temperatura de ebullición, etc.), introduce una variación despreciable frente a la presión de trabajo. Debido a esto no ha sido tenida en cuenta en el cálculo (caudales pequeños).

El coeficiente de transmisión de calor por convección entre la pared del elemento combustible y el agua del refrigerante se ve significativamente modificado por el régimen de escurrimiento en puntos discretos a lo largo del canal.

A tal fin considera como escurrimiento laminar aquél en el que el número de Reynolds es $Re \leq 2.100$; régimen transitorio para $2.100 \leq Re \leq 10.000$ y régimen turbulento $Re > 10.000$.

1.1. DATOS

Los datos necesarios para la ejecución de cálculo se pueden dividir en tres grupos: datos geométricos, datos físicos y coeficientes de incertidumbre.

1.1.1. Datos geométricos (Ver fig. 1,2 y 3).

- Columna de agua desde el espejo de agua de la piscina al origen del uranio en la placa combustible (HL)
- Semi longitud de la zona combustible de la placa (semi longitud activa) - (LA).
- Semi longitud de la placa combustible.
Interesa para el cálculo de la pérdida de carga (L)
- Relación entre el área del canal y el perímetro calefactor - $(PB = s/Pc = \frac{a1 * b}{2 * a})$
- Diámetro hidráulico $D = 4 * s/Ph$ - siendo
 $Ph = 2 * (a1 + b)$
- Número de intervalos en que se divide la placa combustible de longitud $2L$ (N).
- Longitud de cada uno de los N intervalos (DZ)

Todos los parámetros se calculan para los $N + 1$ puntos en que se divide $2La$, desde $-La$ hasta $+La$ -

Se toma el centro de la placa, origen de coordenadas.

1.1.2. Datos físicos.

- Distribución de flujo calórico axial, Se considera una distribución axial cosinoidal (FIO = Flujo calórico axial máximo).
- Incremento de flujo (DFI). Los cálculos se repiten a partir del valor FIO, para $FIO + DFI$; $FIO + 2DFI$, etc... hasta encontrar el valor de FIO correspondiente al flujo máximo admisible en el canal.
- Velocidad de circulación del refrigerante (V).
Se calculan los flujos máximos admisibles para distintos valores de V, desde NV1 hasta NV2, incrementándola según un valor arbitrario NVP.
- Temperatura de entrada del agua al canal (TE).

- La presión de entrada al canal (PE) está dada por la suma de la presión atmosférica y la carga de la columna de agua sobre el núcleo $PE = PA + HL$.

1.1.3. Coeficiente de incertidumbre.

Se entiende por tales a los valores de desviaciones en los parámetros físicos, geométricos y nucleares que se estiman factibles de ocurrir y que influyen los resultados del cálculo.

El modo de aplicarlos obedecerá a una aproximación determinada asumiendo en forma bastante pesimista que todos ellos ocurren simultáneamente y en el sentido más desfavorable.

1.1.3.1. Incertidumbre sobre la temperatura de entrada.

Se admite comúnmente $DTE = 2^{\circ}C$.

1.1.3.2. Incertidumbre sobre calentamiento de agua.

- Tenor de uranio de una placa $f_1 = 1.02$
- Medida de potencia $f_2 = 1.05$
- Variación de la superficie activa $f_3 = 1.05$
- Variación de la sección del canal consecuencia de la tolerancia sobre la distancia entre placas. $f_4 = 1.10$
- Variación de la velocidad en el canal nominal con relación a la velocidad nominal. $f_5 = 1.10$

El producto de todos estos términos da:

$$F_1 = 1.36$$

1.1.3.3. Incertidumbre sobre la caída de temperaturas entre la pared y la vena líquida.

- Repartición del uranio $f_6 = 1.08$
- Tenor de U de una placa $f_1 = 1.02$
- Espesor de U $f_7 = 1.10$

- Medida de potencia $f_2 = 1.05$

- Validez de la fórmula

Colburn $f_8 = 1.25$

- Variación de la velocidad a causa de la tolerancia

$f_5 = 1.10$

El factor de incertidumbre global es:

$F_2 = 1.75$

1.1.3.4. Incertidumbre sobre la temperatura de saturación del agua. (Tsat).

a) Sobre la presión estática al nivel de la extremidad superior de las placas:

- Variación de la presión atmosférica $f_9 = 1.04$

- Descenso del nivel de agua por debajo de su nivel nominal

$f_{10} = 0.01$

- Variación de peso específico del agua debido a las variaciones de temperatura.

$f_{11} = 0.005$

b) Variación sobre la velocidad con relación a la velocidad nominal.

$f_5 = 1.10$

c) Validez de la expresión de pérdida de carga por frotamiento

$f_{12} = 1.10$

d) Validez de la expresión de pérdidas de carga singulares.

$f_{13} = 1.10$

1.1.3.5. Incertidumbre sobre el sobre calentamiento (Tsat)

a) Incertidumbre sobre el flujo superficial.

- Repartición de uranio $f_6 = 1.08$

- Tenor en uranio de una placa $f_1 = 1.02$

- Espesor de uranio $f_7 = 1.10$

- Medida de potencia

$$f_2 = 1.05$$

Factor de incertidumbre global

$$f_3 = 1.27$$

b) Validez de la fórmula empleada

$$f_{14} = 1.20$$

Estos valores están extraídos de la bibliografía (Y.LAFAY,1963), para cada reactor en particular los valores deben volver a determinarse.

1.2. PLANTEO Y DESARROLLO

1.2.1. Planteo del Problema

Dada la geometría del canal y las condiciones de refrigeración (V,TE,PE) se desea determinar el flujo máximo admisible en el mismo.

Se define como flujo máximo admisible aquél que da comienzo a la ebullición local. La ebullición aparece cuando en algún punto de la vaina se supera la temperatura de ebullición del líquido refrigerante (en este caso agua).

A su vez la temperatura de ebullición del refrigerante es función de la presión y del flujo calórico.

1.2.2. Ecuaciones utilizadas en el programa

1.2.2.1. Distribución de flujo

Se admite una distribución axial cosenoidal del flujo calórico $FI(Z)$ centrado en el plano medio del canal caliente (Figura 4) donde la longitud extrapolada del flujo neutrónico para el agua liviana se toma:

$$L_p = L_a + 8\text{cm.}$$

1.2.2.2. Evolución de la temperatura del agua a lo largo del canal.

$$T(Z) = T_E + \frac{-La \int^Z FI(Z) dz}{4.18 * \rho * C_p * v * PB}$$

Resulta: $T(Z) = T_E + \Lambda(Z)$

donde:

$$\Lambda(Z) = \frac{FIO}{4.18 * v * PB} * 2.L_p (\text{sen } \frac{\pi}{2L_p} z + \text{sen } \frac{\pi}{2L_p} L)$$

Teniendo en cuenta los coeficientes de incertidumbre correspondientes:

$$T(Z) = T_E + DTE + F_I * \Lambda(Z)$$

1.2.2.3. Evolución de la temperatura de pared.

El salto de temperatura entre la pared y el agua está dado para cada posición Z por:

$$TP(Z) = T(Z) + \frac{FI(Z)}{h(Z)}$$

1.2.2.4. Expresión del coeficiente de transferencia de calor para cada régimen de escurrimiento.

1.2.2.4.1. Régimen laminar

Se empleó la correlación empírica propuesta por SIEDER y TATE (BIRD Y COL, 1973) para dicho régimen y en convección forzada.

$$NU = 1.86 (Re * Pr * \frac{D}{2L})^{0.33} * \left(\frac{u_s}{u}\right)^{0.14}$$

Donde:

$$Nu = h * D/k$$

$$Re = D * V / \mu$$

$$Pr = \frac{C_p * \mu}{k}$$

Entonces:

$$h = Nu * k/D$$

$$\Delta T = T_p - T_s = FI/h$$

1.2.2.4.2. Régimen transitorio

Para evaluar el coeficiente de transferencia de calor para un régimen transitorio de circulación del refrigerante se utilizó la correlación propuesta por F.KREITH (BIRD Y COL, 1973).

$$\Lambda = \frac{h}{C_p * V} * Pr^{2/3} * \frac{\mu}{\mu_s}^{0.14}$$

El valor " Λ " se encuentra representado en una curva de tipo doble logarítmica en función del Re para distintos valores del parámetro L/D.

A fin de utilizar la citada correlación en el código de cálculo, se realizó una aproximación de la curva a una parábola de segundo grado.

$$Y = a x^2 + bx + c$$

La coordenada "Y" representa valores de log. Λ para valores de la coordenada:

$$X = \log. Re$$

Los coeficientes a, b y c fueron obtenidos mediante una aproximación por mínimos cuadrados para la curva correspondiente al valor D/L usual en los elementos MTR:

$$a = - 0,683$$

$$b = 5,45376$$

$$c = -13,2305$$

1.2.2.3.3. Régimen turbulento

Donde h se expresa mediante la relación de COLBURN (Lafay, 1963)

$$Nu = 0.023 * Re^{0.8} * Pr^{0.4}$$

Agrupando las variables dependientes de la temperatura del fluido, será:

$$K(TF) = 4.18 * 0.023 * \rho^{0.8} * \left(\frac{C_p}{u}\right)^{0.4} * k^{0.6}$$

$$\text{Luego: } h(Z) = K(TF) * v^{0.8} / D^{0.2}$$

$$TF = (TP + T(Z))/2$$

Reemplazando:

$$TP(Z) = T(Z) + F_2 \frac{\pi * FIO * \cos\left(\frac{\pi}{2L_p} * Z\right)}{K(TF) * v^{0.8} / D^{0.2}}$$

La función K(TF) se puede expresar con suficiente aproximación dentro del rango de valores utilizados, mediante:

$$K(TF) = 0.255 (TF)^{0.355}$$

Dado que K(TF) depende de TP, que es desconocida, se realiza un cálculo iterativo, hasta que la diferencia entre 2 valores de TP(Z) sea inferior a 0.1 °C.

1.2.2.4 Evolución de la Temperatura de Saturación.

(Lafay Y., 1963)

$$T(Z) \text{ sat} = 100^\circ\text{C} * \frac{P(Z)^{0.255}}{P_a}$$

1.2.2.5. Evolución de la presión a lo largo del canal

$$P(Z) = P_a + HL + L + Z - \Delta p(Z) - v^2/2g$$

$$\Delta p(Z) = \Delta p(Z)_e = \Delta p(Z)_l$$

Donde:

$\Delta p(Z)$ = Pérdida de carga irrevisible entre la entrada del canal y la cota Z (cm.c.a)

$\Delta p(Z)_e$ = Pérdida de carga por forma en la entrada (cm.c.a.)

$\Delta p(Z)_l$ = Pérdida de carga por fricción en el tramo recto hasta la cota Z (cm.c.a)

$$\Delta p(Z)_e \approx 0.5 * \frac{v^2}{2g}$$

$$\Delta p(Z)_l = \frac{0.316 * v^{0.25} * (L+Z) * v^{1.75}}{2 * g * D^{1.25}}$$

$$v = \frac{\left(\frac{\left(\frac{13.24}{T(Z)} - 3.4321 \right)}{T(Z) + 0.3427} \right)}{T(Z) - 0.8258 * 10^{-4}}$$

$$P(Z) = \frac{P_a}{f_9} + \frac{(HL + L + Z)}{f_{10} * f_{11}} - \Delta p(Z) * f_5 * f_{12} - f_5 * \frac{2}{2g}$$

1.2.2.6. Cálculo de sobrecalentamiento.

Para que se inicie la ebullición local en una zona de la vaina es necesario que su temperatura en dicha zona supere a la temperatura de saturación T_{sat} en un cierto valor $\Delta T(Z)_{sat}$, denominado sobrecalentamiento.

Para valores de $P(Z)$ entre 1 a 50 ante el valor de $\Delta T(Z)_{sat}$ es expresable por la relación de FOSTER Y GREIF. (Lafay, 1963).

$$\Delta T(Z)_{Sat} = \frac{4.57 * FI(Z)^{0.35}}{P(Z)^{0.23}}$$

Para:

$P(Z)$ en kg/cm^2

$FI(Z)$ en W/cm

1.2.2.7. Temperatura de ebullición

$$TEB(Z) = T(Z)_{Sat} + \Delta T(Z)_{Sat}$$

Con factores de incertidumbre es:

$$TEB(Z) = T(Z)_{Sat} + \frac{\Delta T(Z)_{Sat}}{F_3}$$

1.2.2.8. Finalmente se compara punto por punto los valores de $TEB(Z)$ y $TP(Z)$. Cuando ambos valores coinciden en algún punto de (Z) queda determinado el punto más caliente de la vaina del elemento combustible y flujo calórico máximo que produce el inicio de la ebullición nucleada.

1.3. ANALISIS DE LOS RESULTADOS

1.3.1. Se obtienen los siguientes datos:

- a) Temperatura de entrada al canal, velocidad, flujo máximo admisible en el centro del canal, el caudal, la potencia, el salto de temperatura en el centro del canal y el Re promedio.
- b) Los valores de la cota (Z); temperatura de pared, de ebullición y de saturación de agua. La presión y el Re desde -L hasta +L.

Estos datos se calculan desde $v = NV_1$ hasta $v = NV_2$. Pudiéndose graficar la v en función de FIO para distintas temperaturas de entrada.

1.3.2. Relación entre el flujo calórico máximo admisible en el canal caliente y la potencia admisible en el núcleo del reactor.

$$\text{Pot} = \text{FIM} * 1.1 * \text{Sch} * 10^{-6}$$

Donde: $\text{FIM} = \frac{\text{FIO}}{\text{K}}$

$$\text{K} = \text{Ka} * \text{Kr} * \text{Kp}$$

El coeficiente de pico, K_p , es debido al efecto neutrónico que producen las barras de control. (Deformación de la distribución del flujo neutrónico y por ende del flujo calórico).

Los valores que utilizan los franceses son: (LAFAY, J., 1963)

$$\text{Ka} = 1.275$$

$$\text{Kr} = 1.27$$

$$\text{Kp} = 1.32$$

$$\text{K} = 2.1$$

En nuestros cálculos hemos adoptado $K = 2.5$ por razones de seguridad.

1.3.3. Relación entre el caudal refrigerante total en el núcleo (m^3/hr) y la velocidad en el canal caliente (m/seg).

$$Q = 0.36 * S * v$$

1.4. DIAGRAMA DE FLUJO (Ver figura 5)

SECCION 2.

CALCULO DE LOS FLUJOS DE REDISTRIBUCION DE CAUDAL

2.1. FUNDAMENTOS

La seguridad de los reactores tipo piscina, está ligada a los fenómenos críticos, que se originan por la aparición de vapor en el seno del refrigerante y que pueden llevar a la fusión de los elementos combustibles.

Se ha comprobado experimentalmente que dichos fenómenos dependen del rango de velocidad de circulación del refrigerante. Podemos distinguir tres zonas:

- * Reactores de potencias inferiores a 1.5 Mw con velocidades inferiores a 1m/seg o en convección natural. En este caso el fenómeno característico es la ebullición pulsada.
- * Reactores de potencias inferiores a algunas decenas de megavatios (1.5 a 50 Mw), con velocidades comprendidas entre 1 y 8m/seg. El fenómeno característico es la redistribución de caudal.

* Reactores con potencias superiores a 50 Mw y velocidades mayores a 8m/seg. En este caso el fenómeno crítico es el DNB (Departure of Nucleate boiling) o quemado primario.

La mayoría de los reactores de experimentación están comprendidos dentro del 2do. grupo.

La redistribución del caudal es, en general, consecuencia de una disminución del caudal en el canal caliente del núcleo, debida a la obstrucción del canal por el vapor.

En la fig.6 se muestra la relación que existe entre la pérdida de presión y caudal circulante para los casos que el escurrimiento se encuentre en fase líquida, doble fase (curva en S) y fase vapor. Estas relaciones son del tipo lineal para flujos laminares y del tipo cuadrático para flujos turbulentos en simple fase. El inicio de la ebullición con la consecuente formación de vapor, incrementa la pérdida de carga con disminución del caudal másico; esta situación persiste hasta que todo el caudal circulante sea de fase vapor.

Asumiendo que el sistema en cuestión es el núcleo de un reactor tipo pileta, éste estará formado por placas combustibles, cuya separación forma un canal de refrigeración, por donde, usualmente el fluido circula a una cierta velocidad en sentido descendente (W_i). Estos múltiples canales paralelos estarán sometidos a diferentes niveles de potencia, de acuerdo a una distribución radial de potencia del núcleo. Tomando una distribución de potencia del tipo cosenoidal, obtendremos un canal que será el más exigido y

que se le denomina "Canal caliente", mientras que al resto de canales se le denomina "canales promedio".

Si llamamos $P_i(W_i)$ a la caída de presión en un canal cualquiera, i , en función de su caudal W_i ($i=1$ a n , llamando $i=1$ al canal caliente) tendremos que el Δp impuesto por las bombas entre la entrada y salida del núcleo, que es función del caudal total.

$$W = \sum_{i=1}^n W_i$$

será (canales en paralelo) común a los n canales.

Luego para la condición de equilibrio los caudales serán solución del siguiente sistema:

$$\Delta P_1 (W_1) = \Delta P_2 (W_2) = \dots \Delta P_n (W_n) = \Delta P_n (W) = H (W)$$

Dado que en el núcleo se conoce el caudal total (W) y la característica de la bomba $H(W)$, será posible obtener los caudales W_i cuando se conozcan las leyes $\Delta P_i (W_i)$. En la figura 7 se observa que el caudal W_1 será el correspondiente a la intersección de las curvas $\Delta P_1 (W_1)$ con $H(W)$.

A medida que se incrementa la potencia, la curva característica interna de cada canal se desplaza conforme a lo señalado en la figura obteniéndose para cada potencia un caudal del canal diferente, al cual será mayor cuanto mayor sea la potencia.(Fig.8).

2.2. CONDICIONES DE APARICION DE LA REDISTRIBUCION

Se tendrá redistribución del caudal si, al decrecer el caudal W_1 (del canal caliente) a partir de su valor de equilibrio W_1^0 , existe una inestabilidad de funcionamiento que hace tender

a W_1 a seguir decreciendo. Fenómeno divergente. (COSTA, J. y COL, 1967).

Matemáticamente, puede expresarse de la siguiente manera:

$$\frac{\partial \Delta P_1}{\partial W_1} < \frac{\partial H}{\partial W_1} \text{ para } W_1 < W_1^\circ$$

(ver fig.9).

Cuando el número de canales es elevado, el caudal total W variará poco cuando varía W_1 , resultando como se mencionó anteriormente que $\Delta P_n(W)$ permanecerá constante, luego la condición necesaria para redistribución será:

$$\frac{\partial \Delta P_1}{\partial W_1} \approx 0 \text{ para } W_1 = W_1^\circ$$

(ver fig. 10).

Esta última condición será suficiente y permitirá calcular el caudal total W por encima del cual no habrá redistribución. Las condiciones que deberá satisfacer serán:

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{\partial \Delta P_1}{\partial W_1} = 0 \\ \Delta P_1(W_1) = H(W) \end{array} \right.$$

(ver fig.11).

2.3. METODOLOGIA PARA LA OBTENCION DEL CAUDAL Y POTENCIA DE REDISTRIBUCION.

La secuencia de cálculos que se deben efectuar es la siguiente:

- A- Elección de una configuración del núcleo (N° de cajas combustibles).
- B- Selección de una potencia superior a la de ebullición local (El fenómeno de la redistribución aparece a posteriori).
- C- Se obtiene por cálculo la potencia de los canales promedio y la del canal caliente.
- D- Se calcula el caudal en el canal promedio tomando el caudal total (W') y la configuración.
- E- Haciendo uso de un código de cálculo (Curvas en S) (FABREGA, S. 1971) se obtiene, de los datos calculados (A+D) para el canal caliente, la curva característica interna (o curva en S) del canal caliente. Tiene la forma de una "S" invertida (\sim) el mínimo de la cual es la primera condición de redistribución (W_{1R}).
- F- Con el mismo código, introduciendo los parámetros (caudal y potencia) del canal promedio, se obtiene la caída de presión en el núcleo tal que:

$$H(W) = \Delta P_n(W) = \Delta P_1(W_1) = \Delta P_2(W_2) = \dots = \Delta P_n(W_n)$$

- G- Con los datos obtenidos en E y F se pueden dar los siguientes casos:

(fig.12) A) $\left(\frac{\partial \Delta p_1}{\partial W_1}\right)_A > \frac{\partial H}{\partial W_1}$ Operaciones estables, para encontrar la potencia de redistribución habrá que incrementar la potencia de cálculo.

(fig.13) B) $\left(\frac{\partial \Delta p_1}{\partial W_1}\right)_A = 0$; $\Delta p_1 (w_1)_A = H(w)$ "Redistribución" la potencia de cálculo coincide con la correspondiente a la redistribución para las condiciones presentes.

(fig.14) C) La potencia de cálculo será mayor que la de redistribución; habrá que reducirla hasta obtener las condiciones del caso B.

Trabajando con una misma configuración y para varias potencias se podrá obtener una curva de potencia vs. caudales de redistribución. Dicho trabajo se deberá efectuar para varias configuraciones.

2.4. RESULTADOS OBTENIDOS

Se han efectuado estudios para diferentes situaciones, comparando los resultados obtenidos con el código Curvas en S con los valores experimentales que se obtuvieron en los laboratorios termohidráulicos de Grenoble (Loop Super-BOB)(Francia). En la Tabla 1 se dan algunos valores normalizados para el siguiente caso:

Temperatura de entrada = 40°C

Canal rectangular de espaciamiento = 0.343 cm.

Presión en la entrada = 1.8 atm.

Forma de calentamiento axial = cosenoidal

Factor de forma total = 2.5

Longitud del canal = 61.5 cm.

Configuración: 23 cajas combustibles de 15 placas (5 de control de 11 placas).

Los valores obtenidos experimentalmente son más conservadores que los calculados por medio del código. Dado que estos valores son base del diseño es conveniente optar por los que ofrezcan mayor seguridad. Los datos de la tabla 2 han sido obtenidos usando este criterio.

SECCION 3

FENOMENOS CRITICOS PARA BAJAS Y ALTAS VELOCIDADES Y ANALISIS DE ACCIDENTES.

3.1. En el caso de reactores de baja potencia (1.5 Mw) o cuando se opera en convección natural se puede producir una inestabilidad hidráulica periódica conocida como "ebullición pulsada".

La secuencia de eventos que caracterizan a la ebullición pulsada es la siguiente:

3.1.1. Expulsión: brusca eliminación del fluido refrigerante. Por ambos extremos del canal salen chorros de vapor líquido en sentidos opuestos.

3.1.2. Reintroducción: reingreso del fluido subsaturado.

3.1.3. Convección con ebullición: el líquido comienza a calentarse nuevamente hasta que ebulle y se produce una nueva expulsión.

El fenómeno se produce siempre con la misma frecuencia si los parámetros que intervienen se conservan fijos en el tiempo (flujo calórico, temperatura del refrigerante a la entrada, ancho de canal entre placas y presión).

Cuando el flujo calórico alcanza cierto valor (2 a 4 veces mayor que el flujo de ebullición pulsada), se produce una elevación importante y permanente de la temperatura de pared y la fusión de los elementos combustibles (burn-out).

3.2. En reactores de alta potencia o situaciones accidentales se puede producir el fenómeno de DNB.

Debido al alto flujo, se produce una ebullición intensa con gran cantidad de burbujas cercanas a la pared que impiden el contacto del líquido con la misma, formándose un film de vapor térmicamente aislante. La temperatura de pared aumenta entonces bruscamente debido a la poca inercia térmica de las placas.

El flujo calorífico que provoca este fenómeno divergente se denomina flujo crítico, flujo de burn-out o de DNB.

A estos niveles de flujos la transmisión de calor se realiza casi exclusivamente por radiación, la temperatura de pared es tan elevada que se llega a la fusión de las placas combustibles.

En la fig. 15 (Lafay y Col. 1965) se muestran los flujos críticos para los distintos rangos en función de la velocidad de circulación del refrigerante, así como también su dependencia con la TE (Temperatura del refrigerante a la entrada del núcleo) y con el espesor de canal entre placas.

Se puede observar que a bajas velocidades los flujos de ebullición pulsada varían en función de la velocidad de circulación, mientras que los flujos de burn-out se mantienen prácticamente independientes de la misma.

3.3. Cuando se trabaja en sistema con presiones cercanas a la atmosférica, el agua está en saturación o casi saturada de aire. Esto provoca un fenómeno llamado "desgasificación", debido a que el refrigerante próximo a la pared adquiere la temperatura de saturación del aire en agua. Dicho proceso mejora notablemente las condiciones de transferencia de calor debido a las turbulencias originadas en la capa límite (a bajas velocidades el coeficiente

de transferencia de calor puede incrementarse hasta tres veces). Fig. 16 (Fábrega S, 1971). Esta situación establece condiciones de diseño conservativo dado que el flujo de ebullición local es superior al estimado en el diseño, pues en el mismo se asumen condiciones de líquido puro (sin aire).

3.4. El análisis de los accidentes posibles en reactores tipo piscina con potencia hasta 40 o 50 Mw permite evaluar el grado de seguridad intrínseco que poseen este tipo de reactores, así como el que es posible establecer por diseño.

Los accidentes aquí considerados conducen en general a fallas de refrigeración en el núcleo con posible fusión de las placas combustibles. Dichos accidentes son:

- 3.4.1. Excursión de reactividad,
- 3.4.2. Pérdida de caudal.
- 3.4.3. Bloqueo de canales de refrigeración.
- 3.4.4. Pérdida de refrigerante.

Ante la imposibilidad de simular estos accidentes en los reactores existentes en este país el presente estudio se ha hecho en base a experiencias en reactores diseñados para tal fin en países como Francia (reactor Cabri) y Estados Unidos (reactor Spert). (Merchie, F, 1967).

3.4.1. Excursión de Reactividad

3.4.1.1. Definición y origen de accidente

La introducción en el núcleo de una cantidad de reactividad positiva en forma instantánea, puede llevar al reactor a condiciones incontrolables.

Posibles causas de este accidente serían:

- Agregado de material fisiónable o bien por extracción de veneno cuando éste se encuentra en condiciones de crítico. Ejemplo: caída de un elemento combustible sobre el núcleo o la extracción de elementos de control cuando el núcleo está crítico.

3.4.1.2. Consecuencias del accidente

Este accidente fue simulado en el reactor "Cabri" (Francia) con núcleos equivalentes al de Siloe con elementos combustibles de 18 y 23 placas. Las experiencias realizadas fueron:

- a) Sin caudal y para diferentes temperaturas iniciales.
- b) Con caudal y a temperatura inicial fija de aproximadamente 30°C.

El parámetro más importante para el análisis de las consecuencias de este accidente es el período. El período es el tiempo en el cual el flujo neutrónico de un reactor se incrementa en un valor "e" (Ver fig. 17).

Se comprobó que:

- Para períodos mayores o iguales a 30 milisegundos ($T \geq 30 \text{ms}$) el pico de potencia se hace más débil para temperaturas iniciales crecientes (20°; 40°; 80°C) (Fig.18 y 19).

Se concluyó además :

- Que para períodos cortos la temperatura máxima alcanzada dentro del núcleo entra en ebullición durante el transitorio.
- El pico de potencia resulta independiente del caudal para períodos entre 10 y 100 msec., al igual que la temperatura (Fig.20).
- Si el período es mayor de 100 msec. no se produce pico de potencia sino una subida continua de la misma. (idem para la temperatura). (Fig.21).

La evolución de la potencia, luego de producido el pico máximo fue estudiada a través de dos tipos de experiencias.

A) Sin caudal en el núcleo

Se observó que una vez producido el pico de potencia, la evolución de la misma es:

- Para períodos mayores de 30 mseg. la potencia decrece progresivamente hasta estabilizarse en una meta.
- Para períodos menores de 30 mseg. la potencia decrece rápidamente hasta un mínimo luego crece hasta estabilizarse.
- Temperaturas iniciales en el refrigerante, superiores a los 60°C provocan un crecimiento oscilatorio de la potencia, similar a la situación que se presenta para períodos menores de 200 mseg. Si se tratase de períodos de 10 mseg. el decrecimiento de la potencia tendría un comportamiento oscilatorio pero con picos que podrían igualar al inicial cuanto mayor es la temperatura del refrigerante.

La conclusión final a la que se llegó es que en todos los casos la potencia de equilibrio es del orden de 1 a 2 Mw., luego de producido el accidente.

B) Con caudal en el núcleo

El nivel de estabilización de la potencia es tanto más elevado cuanto mayor es el caudal circulante en el núcleo. Para períodos de aproximadamente 200 mseg. la potencia crece progresivamente a mayores caudales (Fig. 21).

Para períodos menores de 20 mseg. luego de producido el pico, la potencia evoluciona con un régimen oscilatorio que se amortigua hasta alcanzar un nivel de equilibrio elevado con ebullición franca en el núcleo. (Fig.20).

Se observan las siguientes potencias de equilibrio en función del caudal:

- caudal: $300 \text{ m}^3/\text{hr}$ Potencia: 10 Mw
- caudal: $1200 \text{ m}^3/\text{hr}$ Potencia: 30 Mw

B.1. Evolución del caudal durante el transitorio

Si el período es mayor de 20 mseg. se producen oscilaciones débiles del caudal dentro de los canales de refrigeración. Pero si el período está comprendido entre 10 y 20 mseg. se observa eyección de refrigerante inmediatamente al pico de potencia seguido de reinyección con inversión momentánea del sentido de circulación. Este fenómeno es más crítico en el caso que el accidente se produzca en un núcleo con caudal que sin caudal.

Período = 10 mseg { Velocidad de Eyección de Refrigerante: 1 a 2 m/s sin caudal en el núcleo.
Velocidad de Eyección: 10 m/seg con caudal en el núcleo.

Extrapolación a período de = 3-5mseg { Velocidad de Eyección de : 20 a 30 m/seg con caudal en el núcleo-Dominio explosivo

Para períodos aún más cortos ($T \leq 3 \text{ mseg}$) la producción de vapor es tan rápida que genera una elevada sobrepresión en el núcleo y la velocidad de eyección del refrigerante queda limitada por el fenómeno del bloqueo Sónico: la velocidad del refrigerante supera el valor de propagación del sonido en dicho medio, produciéndose la explosión del núcleo.

3.5.3. Conclusiones

A) Desde el punto de vista del coeficiente de peligrosidad:

- Un núcleo frío es más riesgoso que uno caliente.
- Un núcleo con caudal es más riesgoso que sin caudal.

B) La auto eliminación de la potencia en un reactor tipo piscina en excursión, está ligada a la antireactividad producida por los siguientes fenómenos:

- Efecto Doppler del U^{238} , cuya importancia está ligada al grado de enriquecimiento del combustible del núcleo.
- Calentamiento del núcleo (aumento de la relación: VOLUMEN METAL/ VOLUMEN AGUA) dilatación de las placas combustibles.
- Ebullición del agua en el núcleo (aumento de la relación citada por el volumen de vapor producido).

Para períodos mayores de 30 mseg la temperatura de las placas no es suficiente para provocar ebullición y la antireactividad que pueda producirse está ligada al fenómeno de calentamiento. Si el período es inferior a los 30 mseg hay ebullición local y franca en el núcleo y la antireactividad es función del nivel de vapor producido.

3.4.2. Pérdida de Caudal

3.4.2.1. Definición y origen

La disminución del caudal de refrigeración o bien la parada total del mismo (hasta el establecimiento lento de la convección natural) entraña un aumento de la temperatura de las placas.

Las causas posibles que podrán dar origen a este accidente son:

- Pérdida de suministro eléctrico (parada total).
- Falla del motor propiamente dicho (disminución del caudal)

- Rotura del acople bomba motor (disminución del caudal según cuántas sean las bombas).

3.4.2.2. Consecuencias del Accidente

En este tipo de reactores los fenómenos que se presentan durante el accidente, tales como el calentamiento del núcleo, el vacío por ebullición actúan siempre en el sentido de regulación de la potencia.

En el reactor Cabri (Francia) se realizaron experiencias a fin de inferir si dentro de un accidente de circulación la potencia decrece lo suficiente como para evitar la fusión de las placas combustibles.

Se determinó por cálculo que la potencia de comienzo de la ebullición local es $= 10^5$ MW y se simuló el accidente para los núcleos Si 23 y Siloe -18- Núcleo Siloe -18. Reducción de un 40% del caudal.

Caudal inicial : $400 \text{ m}^3/\text{hr}$ $v_o = 1,20 \text{ m}/\text{seg}$

Caudal final: $240 \text{ m}^3/\text{hr}$ $v_f = 0,7 \text{ m}/\text{seg}$

Para potencias iniciales inferiores a $10,5 \text{ MW}$ la caída de potencia es lenta luego de la reducción del caudal, El equilibrio no se alcanza antes de 20 seg y el nivel está en $3,5 \text{ MW}$. Las nuevas temperaturas son superiores a las iniciales.

Para potencias iniciales mayores a $10,5 \text{ MW}$ la caída de potencia es rápida y el equilibrio se establece a los 15 seg en un valor aproximado a 6 MW . Las temperaturas son inferiores a las iniciales.

Las temperaturas máximas para potencias menores oscilan entre 130°C a 140°C en el momento de la inversión del caudal.

- Parada Brutal del caudal.

La parada ocurre en 5 seg. a partir de $400 \text{ m}^3/\text{hr}$

- Potencia inicial = 6 MW. La potencia decrece lentamente y se estabiliza en 1 MW.
- Potencias iniciales mayores a 8 MW se producen oscilaciones durante el decrecimiento provocadas por la ebullición franca. El equilibrio se establece entre 10 y 15 seg a un nivel de 1,5 a 2 MW.

3.4.2.3. Conclusiones

Tal como puede observarse la parada del caudal jamás entraña una fusión de placas.

La antireactividad producida por el calentamiento y por el vacío introducido con el vapor formado durante la ebullición es siempre suficiente para reducir rápidamente la potencia antes que la temperatura de placa se eleve limitándose la fusión. Esta es una seguridad intrínseca de estos reactores. La antireactividad introducida entraña una seguridad muy grande frente a la redistribución de caudal.

3.4.3. Bloqueo de Canales de Refrigeración

3.4.3.1. Definición y origen

El taponamiento de uno o más canales de refrigeración por elementos extraños, conduce al quemado de una o más placas involucradas por la imposibilidad de circulación del refrigerante.

La causa que podría dar origen a este accidente es la caída de objetos extraños por boca de tanque. Los objetos más peligrosos son aquellos cuya detección visual no es posible (polietileno).

3.4.3.2. Consecuencia del accidente

Debido a que las placas comprometidas por el accidente no son refrigeradas, se produce un vapor, pudiéndose alcanzar la fusión de las mismas.

Si bien la potencia comienza a oscilar descendiendo, por el vacío producido, en los canales afectados, esta variación puede no ser sensible en el registro de la potencia de operación, siendo aconsejable la instalación de un sistema de scram por período ya sea creciente o decreciente.

3.4.3.3. Conclusión

En el año 1967 y durante un ensayo a sobrepotencia en el reactor Siloe se produjo este accidente, el cual condujo a la fusión de 6 placas combustibles de la caja más caliente.

La detección del evento se realizó por el aumento de actividad en el refrigerante.

3.4.4 Pérdida de refrigerante

La pérdida de refrigerante en el núcleo de un reactor puede producirse por rotura de cañerías que atraviesan el tanque del reactor.

Este accidente conduce a la fusión total o parcial del núcleo para reactores con potencia de operación mayores a 1,5 Mw (Parkansky y Col 1983).

El único modo de impedir este accidente es extremando la seguridad por diseño en todos los componentes que pudieran ocasionarlo.

N O M E N C L A T U R A

- 1.- a = Ancho activo de las placas combustibles (cm)
- 2.- a1 = Ancho de placas combustibles (cm)
- 3.- b = Espesor de canal entre placas combustibles (cm)
- 4.- cp = Calor específico del agua (Cal/g°C).
- 5.- D = Diámetro hidráulico (cm)
- 6.- DZ = Longitud de cada intervalo (cm)
- 7.- FIM = Flujo calórico medio en el núcleo (W/cm²)
- 8.- FIO = Flujo calórico axial máximo del canal (W/cm²)
- 9.- FI(Z) = Flujo calórico en la cota Z (W/cm²)
- 10.- g = Gravedad (cm/seg²)
- 11.- h = Coeficiente de transferencia de calor por convección (W/cm²°C).
- 12.- HL = Columna de agua desde el espejo de agua de la pileta hasta el origen del combustible en el núcleo (cm)
- 13.- H(W) = Característica externa del núcleo (cm.c.a.)
- 14.- K = Coeficiente de aplastamiento total en el núcleo.
- 15.- Ka = Coeficiente de aplastamiento axial.
- 16.- Kp = Coeficiente de pico.
- 17.- Kr = Coeficiente radial
- 18.- k = Coeficiente de conductividad térmica (W/cm°C)
- 19.- L = Semilongitud de las placas combustibles (cm)
- 20.- La = Semilongitud activa de las placas combustibles (cm)
- 21.- lp = Longitud extrapolada (cm)
- 22.- N = Número de intervalo
- 23.- Nu = Número adimensional de Nusselt
- 24.- Pa = Presión atmosférica (cm.c.a.)
- 25.- PB = Relación entre el área del canal y el perímetro calefactor (cm)

- 26.- P_c = Perímetro calefactor (cm)
- 27.- P_E = Presión de entrada al canal (cm.c.a.)
- 28.- P_h = Perímetro mojado (cm)
- 29.- Pot = Potencia (MW)
- 30.- Pr = Número adimensional de PRANDLT
- 31.- $P(Z)$ = Presión estática absoluta a la cota Z (cm.c.a.)
- 32.- Q = Caudal de refrigeración total en el núcleo (m^3/hr)
- 33.- Re = Número adimensional de Reynolds
- 34.- S = Superficie de paso total del núcleo (cm^2)
- 35.- s = Area de un canal entre placas combustibles (cm^2)
- 36.- Sch = Superficie calefactora total del núcleo (cm^2)
- 37.- T = Temperatura del refrigerante a la entrada del núcleo ($^{\circ}C$).
- 38.- TEB = Temperatura de ebullición del agua ($^{\circ}C$)
- 39.- T_f = Temperatura del film entre la pared y el fluido refrigerante ($^{\circ}C$).
- 40.- $T_p(Z)$ = Temperatura de pared en la cota Z ($^{\circ}C$)
- 41.- T_s = Temperatura global del fluido ($^{\circ}C$)
- 42.- T_{SAT} = Temperatura de saturación ($^{\circ}C$)
- 43.- $T(Z)$ = Temperatura del refrigerante en la cota Z ($^{\circ}C$)
- 44.- v = Velocidad del refrigerante entre las placas combustibles (cm/seg).
- 45.- W = Caudal másico (gr/seg)
- 46.- Δp = Pérdida de carga en un canal del núcleo (cm.c.a.)
- 47.- ΔT = Diferencia de temperatura entre la pared (vaina) y el fluido refrigerante.
- 48.- ΔT_{SAT} = Sobrecalentamiento ($^{\circ}C$)
- 49.- u = Viscosidad a la temperatura de la superficie del sólido (gr/cm.seg).

- 50.- μ_s = Viscosidad para un cierto valor medio de la temperatura global del fluido (gr/cm.seg)
- 51.- ν = Viscosidad cinemática del agua (cm²/seg)
- 52.- ρ = Densidad del agua (g/cm³)

Sub índices

i = Canales del núcleo

r = Redistribución

T A B L A S

- 1.- Valores de potencia de redistribución - Códigos Curvas en "S" y Experimental (Loop Super- Bob).
- 2.- Valores de redistribución para reactores MTR

F I G U R A S

1. Esquema del núcleo
2. Placa combustible
3. Sección de un elemento combustible
4. Distribución axial del flujo calórico
5. Diagrama de flujo
6. Curva en "S"
7. Determinación de los caudales w_i
8. Variación de la curva en S a distintas potencias
9. Condiciones de redistribución
10. Condiciones de redistribución
11. Condiciones de redistribución
12. Operación estable
13. Condición de redistribución
14. Potencia superior a la de redistribución
15. Flujos críticos
16. Efectos de la desgasificación
17. Pico de potencia en función del período
18. Excursión de potencia en función del período a la temperatura inicial
19. Idem 18
20. Excursión de potencia en función del caudal y del período
21. Idem 20

R E F E R E N C I A S

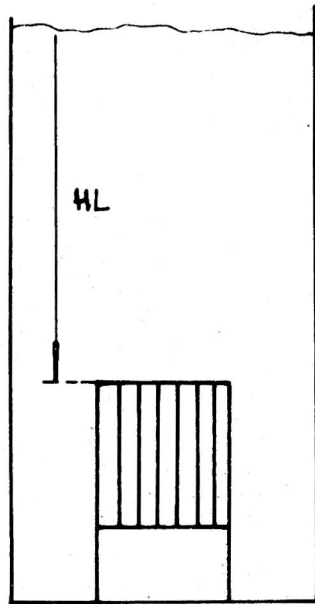
- Bird, R. Byron- Stewart, W. Lightfoot, E. - "Fenómenos de transporte". Ed. Reverte, S.A. Barcelona (II) 1973.
- Costa, J- Couraud, M Elberg, S.- Lafay, J. "La redistribution de dpebit daus les reacteurs de reclerche". CEA N°117-1967.
- Fábrega, S- "Le Calcul Thermique des reacteurs de recherche refroidis par eau" Rapport CEA-R-4114-Centre d'etudes Nucleaires de Grenoble-Service des tranferts thermiques. Marzo 1971.
- Lafay, J- Reacteur Osiris "Flux maximun admissible dans le canal chau en evitant l' ebullition locale-Puissance nominal maximun- Risques de burn-out". Nota TT N°149. Centre d' etudes nucleares de Grenoble-Service des transferts thermiques- Julio 1963
- Lafay, J. Maisonnier, G -Girard, F- "Flux de redistribution de débit" "Expulsion et calification a basse pression at aux faides vittesses en canal rectangulaire". CNEQ-TT/65 17-0/JL-GM-Q-1965
- Merchie, F- "Presentation Bibliographique des resultats obtenus a Gabri dans le domaine de la securite des reacteurs a eau legere" CEA-CENG-Pi (R) 710-87/67
- Parkansky, D- Garcia, A. "Termic IB" CNEA Re. 131. Junio 1979.
- Parkansky, D.- DeNotta, H.- "Reactores de tipo piscina, pérdida de refrigerante- Análisis experimental de seguridad". CNEA-Re. 1023/83.

TABLA 1: Valores de potencias de redistribución código curvas en "S" y Experimental (Loop Super Bob).

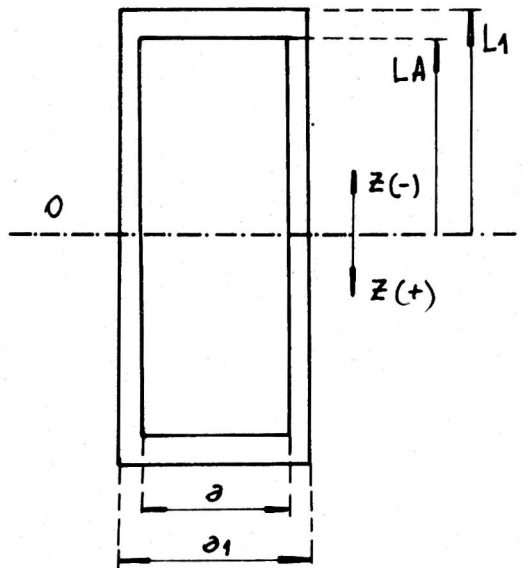
CAUDAL _{ER} (m ³ /hr)	POTENCIA DE REDISTRIBUCIÓN (MW)	
	CODIGO CURVAS EN "S"	EXPERIMENTAL SUPER BOB
621	17	15,5
745	20	18
1242	32	27
1740	44	34

TABLA 2: Valores de redistribución para reactores tipo MTR

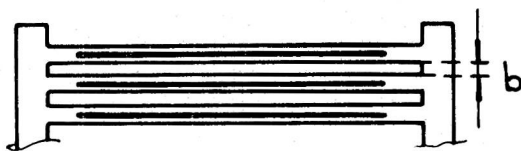
Q _T (m ³ /hr)	Q _{er} (m ³ /hr)	N°CAJAS	P _{nominal} (M w)	P _{redistribución} (MW)	R _{red}
1650	1320	23	10	29.5	2.95
1100	880	23	7	21.6	3.08
550	440	23	1.4	12	8.57

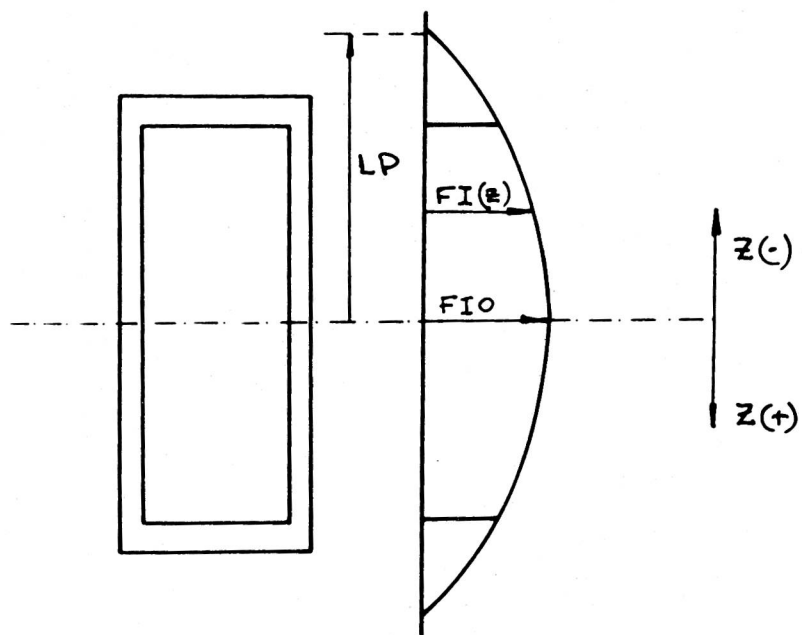


1. ESQUEMA DEL NÚCLEO



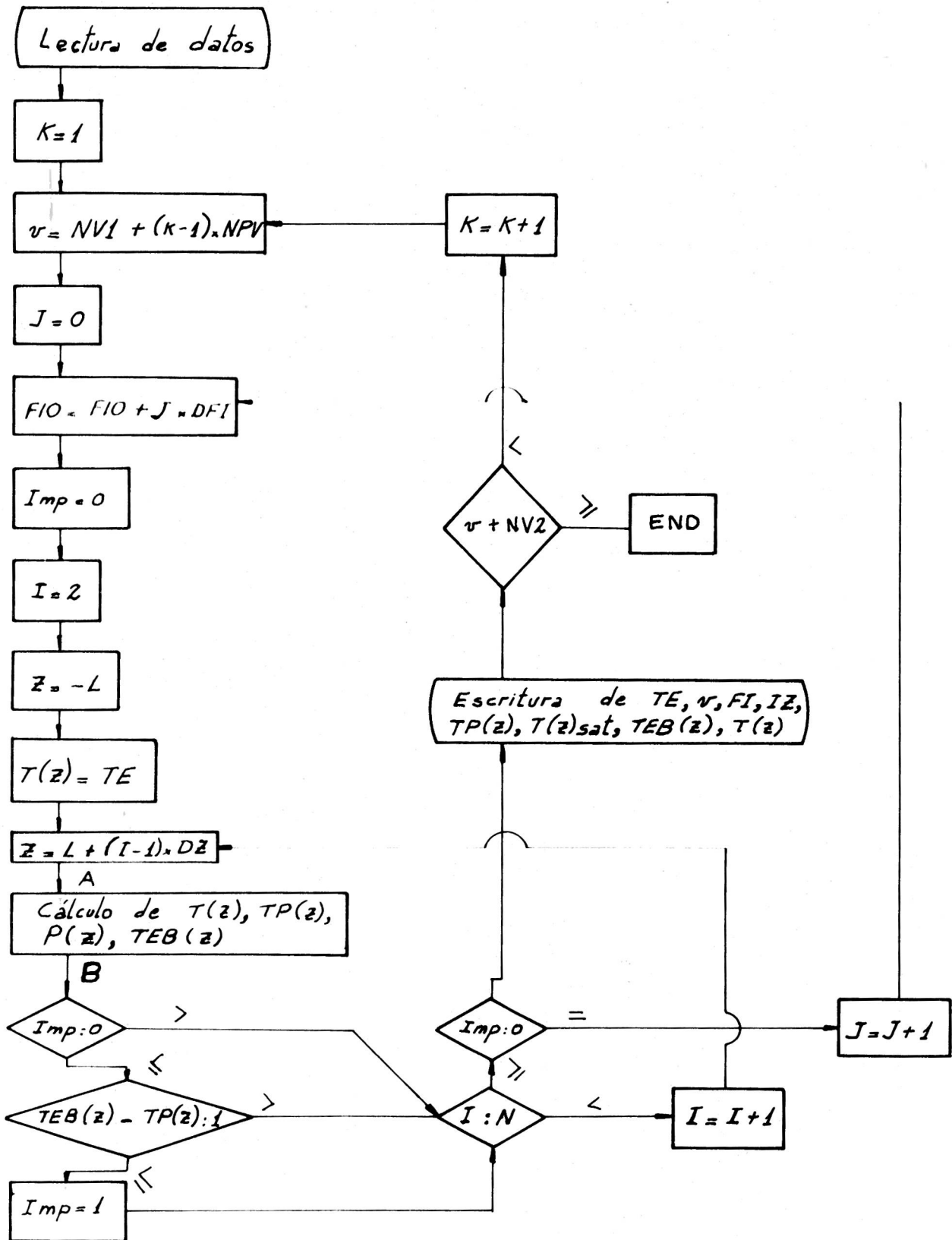
2. PLACA COMBUSTIBLE

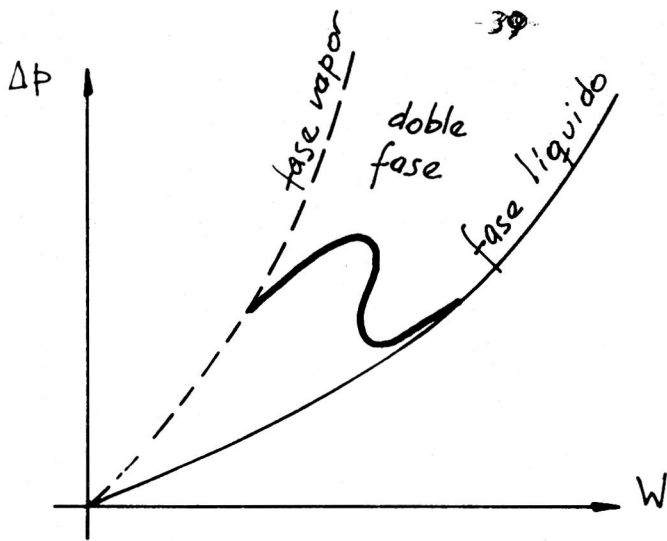
3. SECCIÓN DE UN ELEMENTO
COMBUSTIBLE



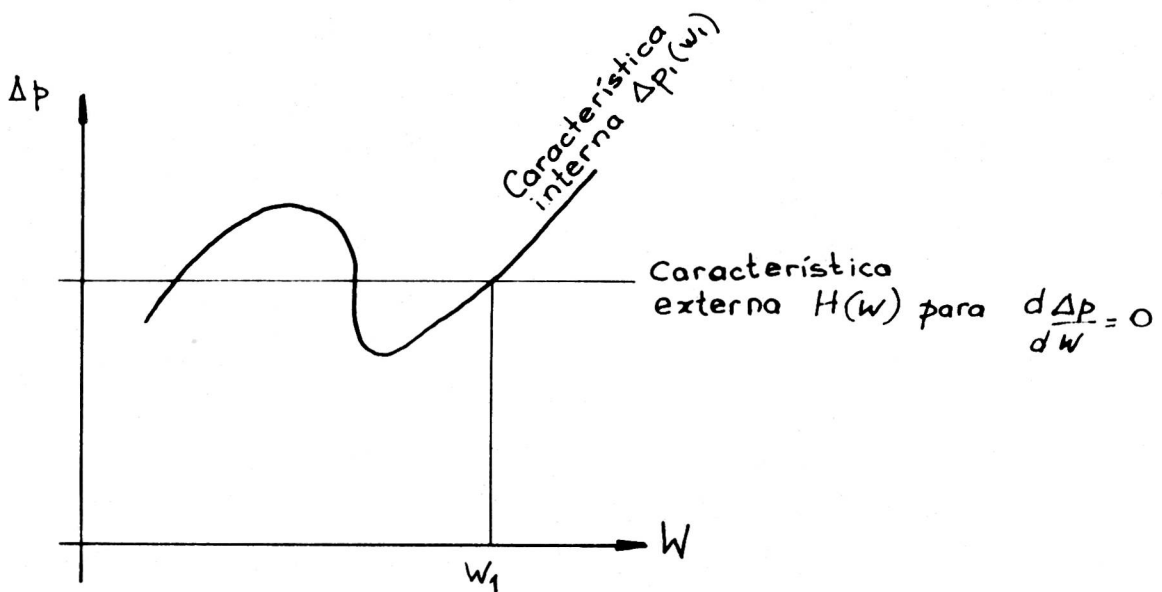
4. DISTRIBUCIÓN AXIAL DEL
FLUJO CALÓRICO

5. Diagrama de flujo

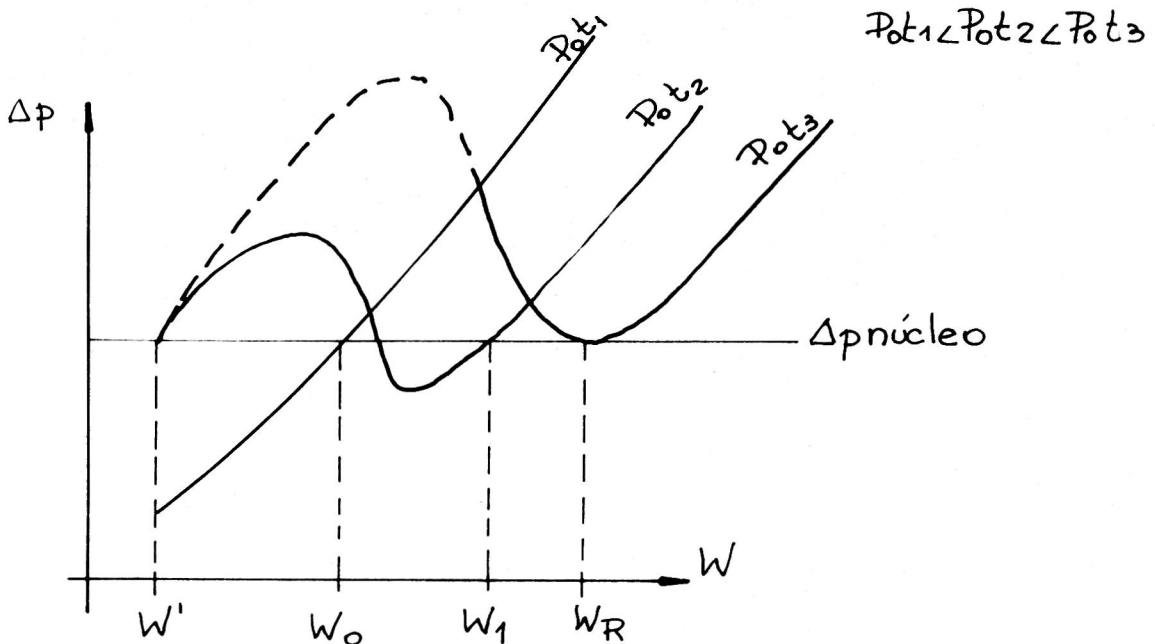




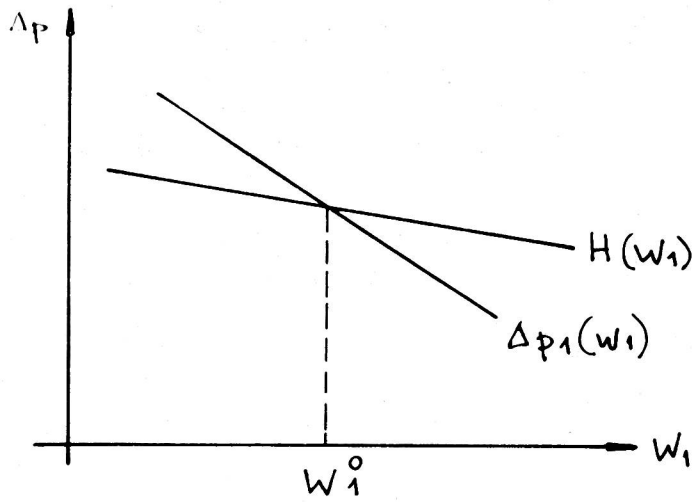
6. Curva en "S"



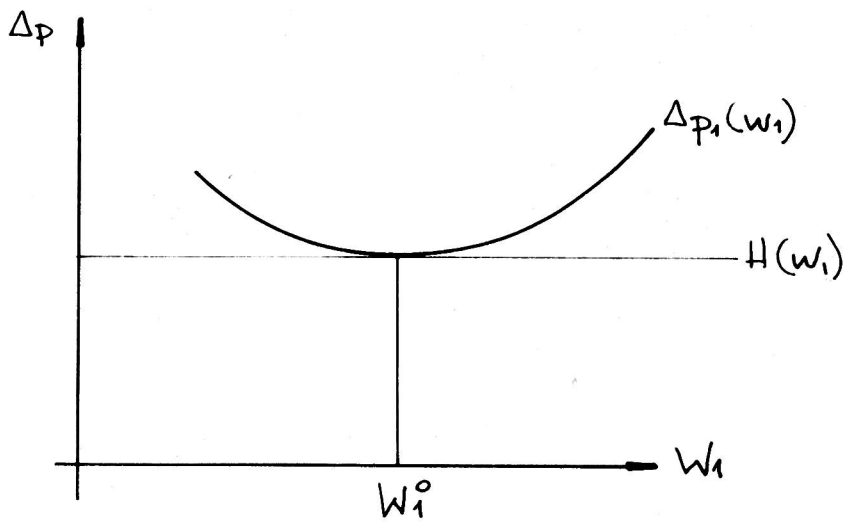
7. Determinación de los caudales W_i



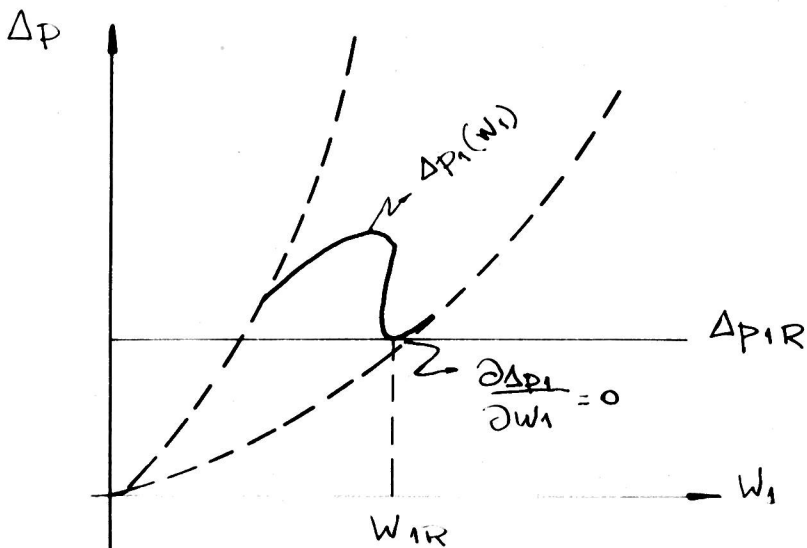
8. Variación de las curvas en "S" con la potencia



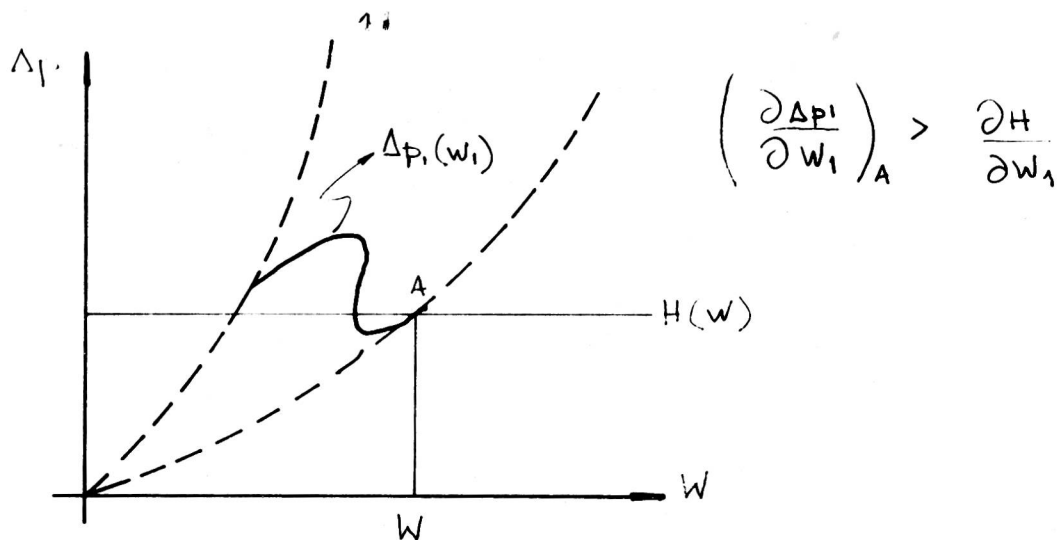
9. Condiciones de redistribución



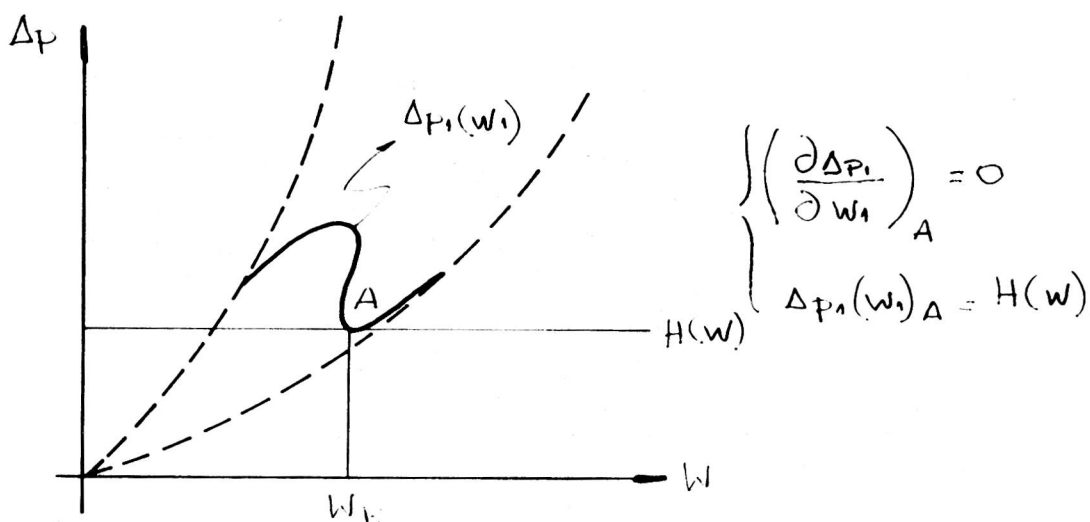
10. Condiciones de redistribución



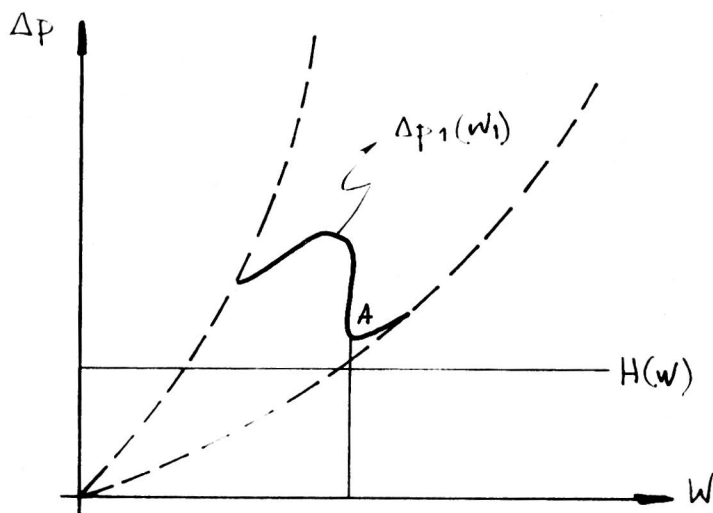
11. Condiciones de redistribución



11. Operación estable

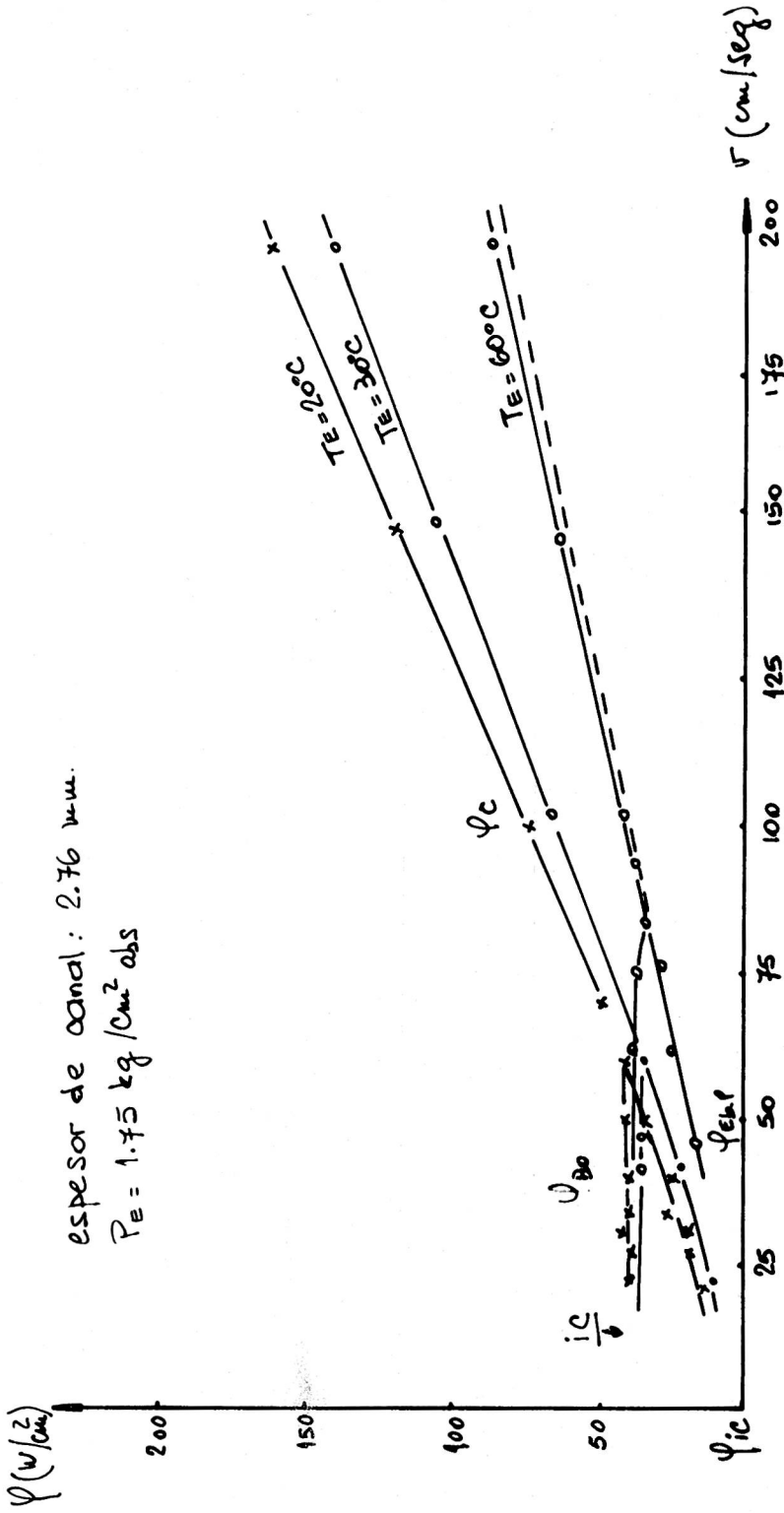


12. Condiciones de redistribución

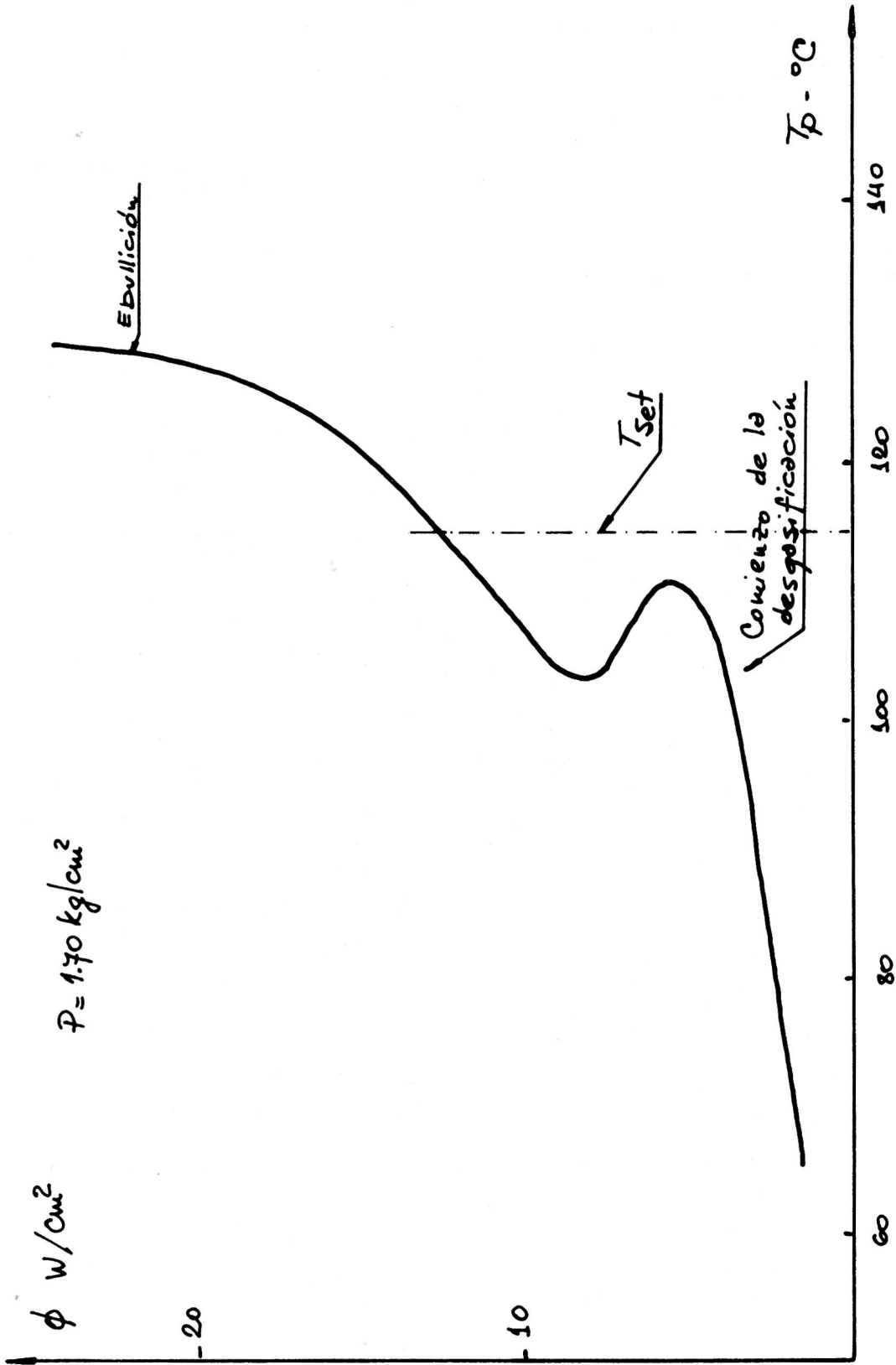


14. Potencia Superior a la de redistribución

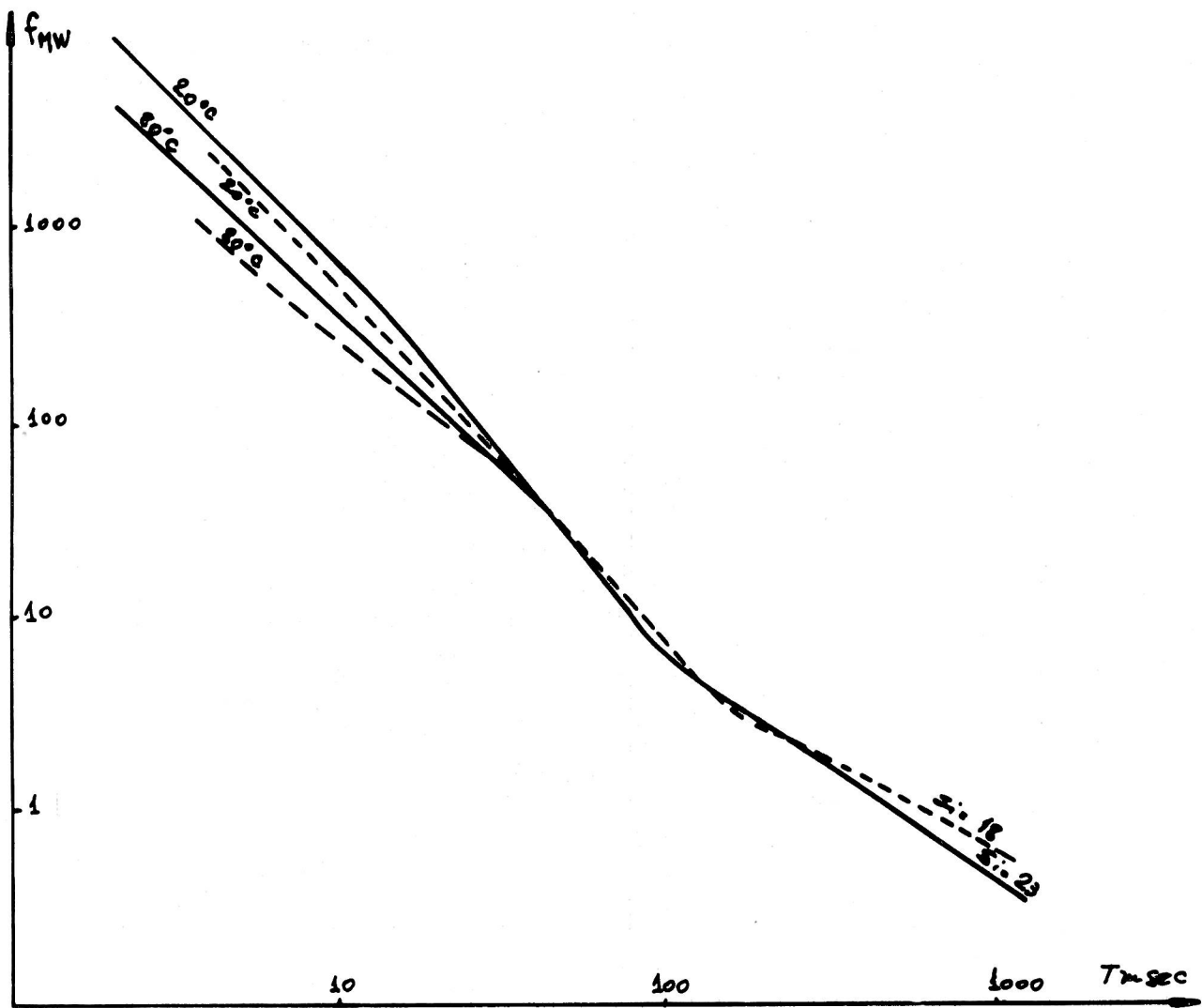
espesor de canal: 2.76 mm.
 $P_E = 1.75 \text{ kg/Cm}^2 \text{ abs}$



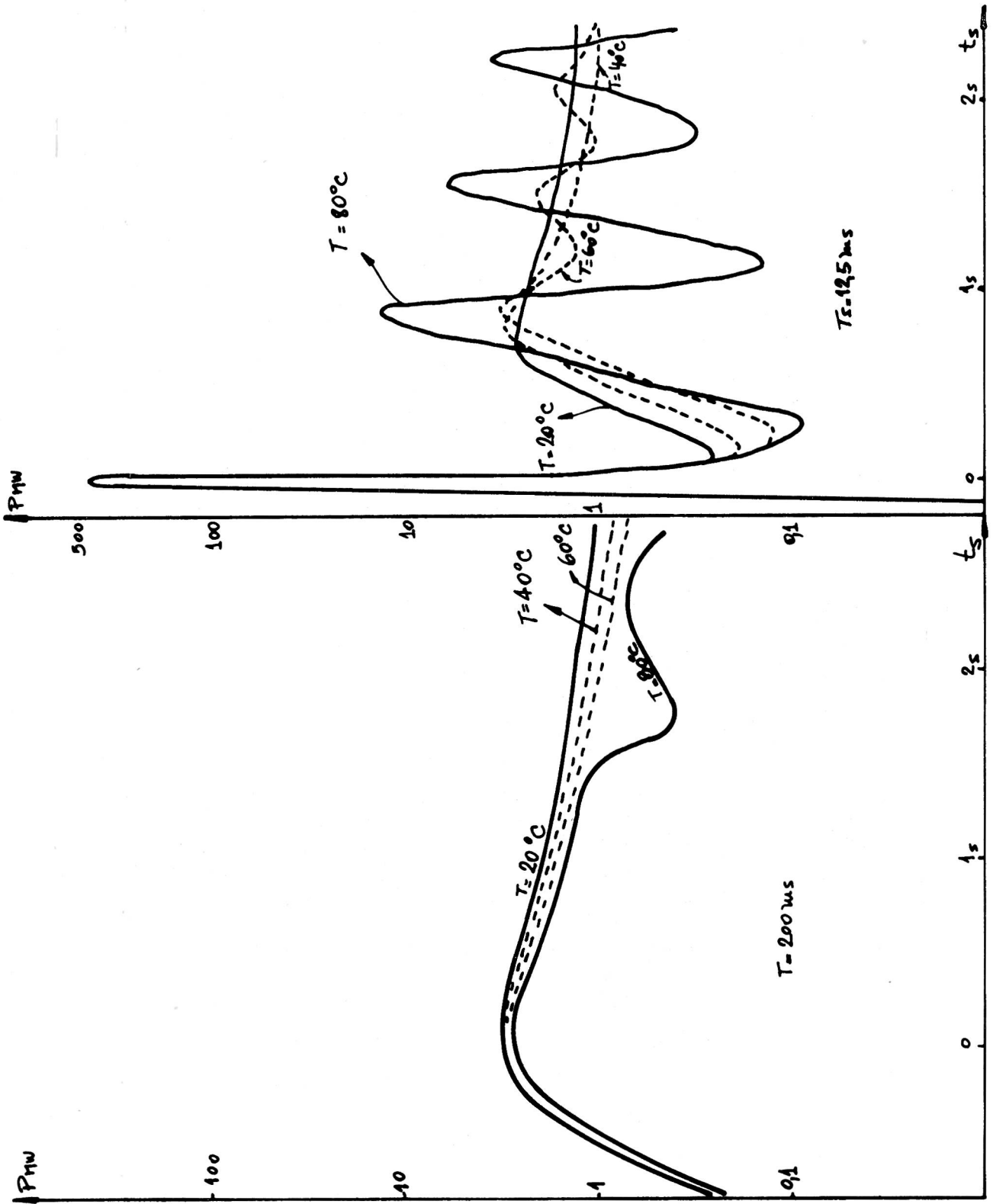
15. Flujos críticos



16. Efectos de la desgasificación.

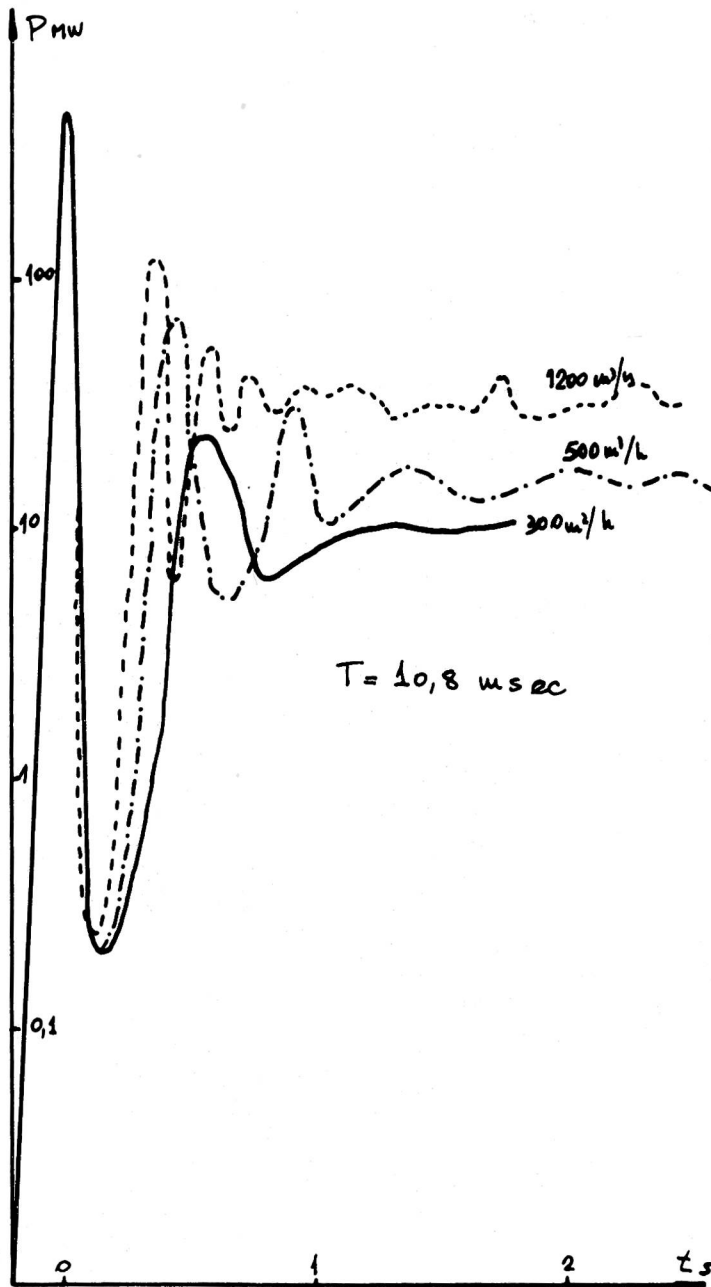


17. Pico de potencia en función del período

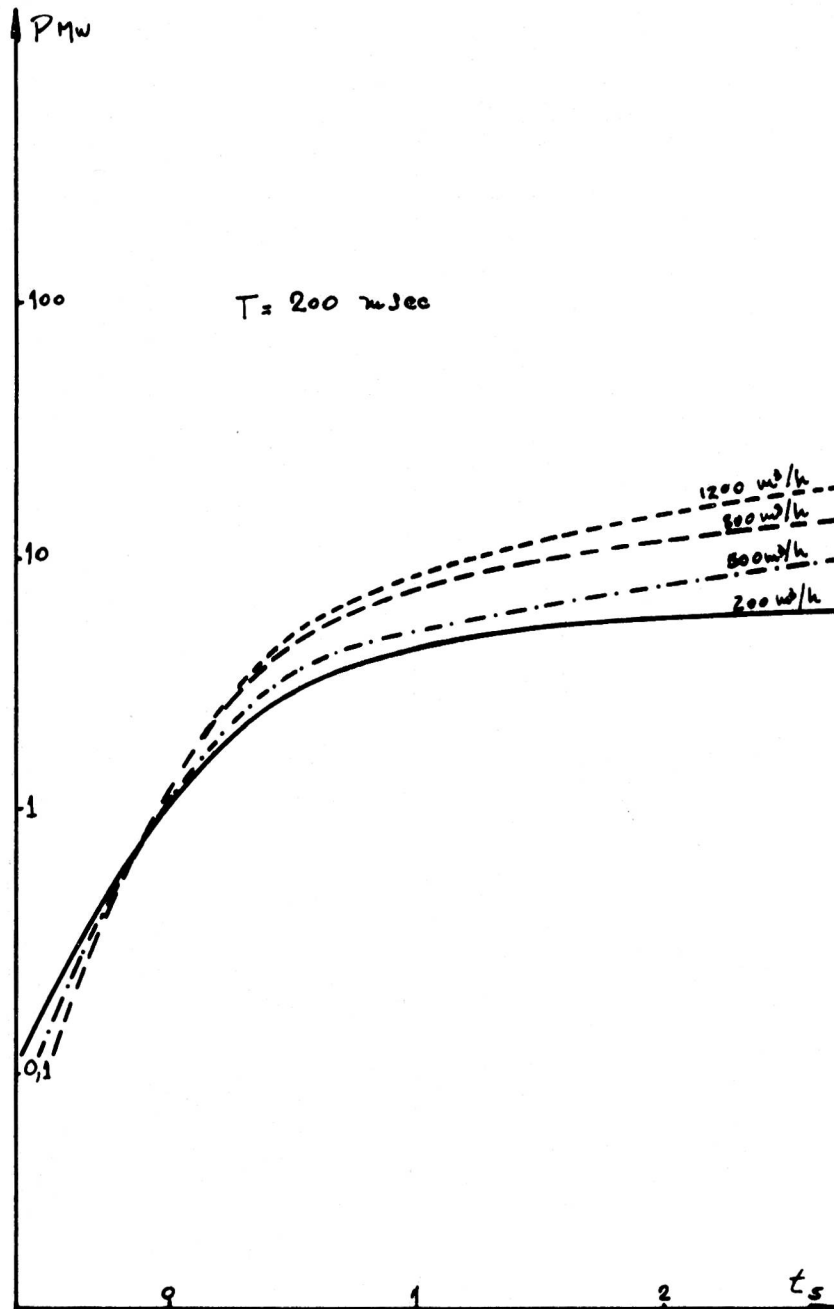


19. Excursión de potencia en función del periodo

18. Excursión de potencia en función del periodo



20. Excursión de potencia en función del caudal y del período.



21. Excursión de potencia en función del caudal y del período.