

REPUBLICA ARGENTINA
COMISION NACIONAL DE ENERGIA ATOMICA

INFORME N.º 134

Análisis de Transitorios Térmicos
en un Reactor Nuclear

por

Arnaldo Blumenkrantz y Rosa F. Turjanski



BUENOS AIRES

1965



ANALISIS DE TRANSITORIOS TERMICOS EN UN REACTOR NUCLEAR

Arnaldo Blumenkrantz y Rosa F. Turjanski

INTRODUCCION

En el análisis de riesgos resulta necesario estudiar la evolución de la temperatura de los elementos combustibles en el curso del funcionamiento transitorio del reactor posterior a los posibles accidentes, y asegurarse que ella quede siempre por debajo de los valores admisibles.

Se previene así la posibilidad de destrucción de las vainas y la contaminación subsiguiente del sistema al difundirse los productos de fisión.

Las disposiciones especiales adoptadas para asegurar la refrigeración del núcleo reactante del R.A.E.P. (bibl. 1) en caso de detención accidental de bombas, que incluyen la inversión del caudal, hacían temer que se alcanzaran picos de temperatura peligrosos, y nos condujeron al análisis detallado de las consecuencias de dicho accidente.

El presente informe tiene por objeto presentar los resultados obtenidos en este estudio, cuyo análisis numérico se hizo en una computadora digital Mercury Ferranti perteneciente a la Facultad de Ciencias de la Universidad de Buenos Aires*.

* Una primera versión del programa utilizado ha sido presentada en el informe R.A.E.P. Project Book III (bibl. 2). Posteriormente, dicho programa ha sido completado, teniendo en cuenta todas las etapas del proceso.

CONSIDERACIONES FUNDAMENTALES

Se efectuó un estudio espacio temporal teniendo en cuenta:

- a) Los distintos aspectos de la transmisión de calor en régimen transitorio.
- b) La evolución de las condiciones hidráulicas y los distintos regímenes de escurrimiento correspondientes.
- c) La variación de potencia por introducción de las barras de seguridad, calculada por aplicación de las ecuaciones de cinética del reactor con seis grupos de neutrones retardados y considerando también la contribución del decaimiento radioactivo.
- d) Las diversas inercias del sistema y el retardo de actuación de los dispositivos de seguridad.
- f) Los "factores de punto caliente" correspondientes a las incertidumbres introducidas por las tolerancias de fabricación, distribución no cosenoidal del flujo neutrónico, inhomogeneidades en la distribución del caudal, etc.

Se supuso que las condiciones del estado quasi-estacionario prevalecen durante el accidente, vale decir que existe una sucesión de estados estacionarios instantáneos, y como consecuencia de ello, las curvas características de las bombas, las leyes de pérdida de carga y convección, establecidas para el caso estacionario, sean válidas durante el funcionamiento transitorio.

Se usó un modelo hidrodinámico unidireccional, con escurrimiento en una sola fase.

Por otra parte, como es clásico en estudios análogos, no se tuvo en cuenta la conducción de calor axial en el elemento combustible mismo, y se limitó el estudio a las condiciones reinantes en la placa central, donde la generación de calor es máxima.

NOMENCLATURA

a	Coefficiente de dilatación del agua.
A	Sección de un tramo de circuito.
b	Ancho de la placa.
c	Calor específico del agua.
c_f	Calor específico del elemento combustible.
C_i	Densidad de predecesores de los neutrones retardados del grupo i.
D	Diámetro hidráulico.
e	Distancia entre placas.
g	Aceleración de la gravedad.
h	Incremento espacial.
H	Coefficiente de convección.
I_p	Momento de inercia polar de las masas rotantes.
k	Incremento temporal.
l	Vida media de los neutrones.
Δl	Longitud de un tramo de circuito.
L	Longitud del elemento combustible.
m	Constante sin dimensión.
n	Densidad neutrónica.
N_h	Momento hidráulico.
N_w	Momento de las resistencias por rozamiento.
ΔP_n	Caída de presión en el núcleo.
ΔP_p	Carga útil de una bomba.
ΔP_r	Caída de presión en el reactor y circuitos comunes.
ΔP_l	Caída de presión en un ramal.
q	Caudal elemental.

Q	Caudal.
S	Sección de paso del refrigerante correspondiente a un elemento combustible.
t	Tiempo.
T	Temperatura del agua.
v	Velocidad del agua.
Z	Abscisa medida a lo largo del elemento combustible.
β	Fracción de neutrones retardados.
β_i	Fracción de neutrones retardados del grupo i.
δ_a	Densidad del agua.
δ_f	Densidad del elemento combustible.
ϵ	Sección transversal del elemento combustible.
η	Rendimiento hidráulico de la bomba.
θ	Temperatura del elemento combustible.
λ	Coefficiente de conductividad calórica.
λ_i	Constante de decaimiento del grupo i.
μ	Coefficiente de viscosidad.
ρ	Reactividad.
φ	Densidad lineal de flujo de calor.
Φ	Potencia total de la chapa.
ω	Velocidad angular.

SUBINDICES

e	Entrada al núcleo reactante.
s	Salida del núcleo reactante.
o	Máximo.
j	Ramal considerado.
n	Núcleo reactante.

ECUACIONES FUNDAMENTALES

1. ASPECTO TERMICO

Las ecuaciones que rigen la transmisión de calor de un elemento combustible al agua en régimen transitorio, son:

$$\varphi(t,z) = 2bH(t) \left[\theta(t,z) - T(t,z) \right] + \delta_f \epsilon_f c_f \frac{\partial \theta(t,z)}{\partial t} \quad (I)$$

$$2bH(t) \left[\theta(t,z) - T(t,z) \right] = \delta_a s c \left[v(t) \frac{\partial T(t,z)}{\partial z} + \frac{\partial T(t,z)}{\partial t} \right]$$

La generación de calor se calculó admitiendo separabilidad de las variables espacial y temporal. Con esta hipótesis, la densidad lineal de flujo de calor $\varphi(t, z)$ puede expresarse en función de la potencia total de la chapa $\phi(t)$, por:

$$\varphi(t,z) = \frac{m}{\text{sen } m} \frac{\phi(t)}{L} \cos \left[\frac{2m}{L} \left(z - \frac{L}{2} \right) \right]$$

donde m es una constante que tiene en cuenta la ganancia debida al reflector axial.

La velocidad del refrigerante $v(t)$ se calcula con acuerdo a las rutinas indicadas en el párrafo 3.

En el estado estacionario, las ecuaciones (I) se reducen a:

$$\varphi(z) = 2Hb \left[\theta(z) - T(z) \right] \quad (II)$$

$$2Hb \left[\theta(z) - T(z) \right] = \delta_a s c v \frac{dT}{dz}$$

La solución del sistema (II) nos conduce a expresar las temperaturas del agua y de la placa durante el funcionamiento estacionario:

$$T(z) = \frac{T_e + T_s}{2} + \frac{T_s - T_e}{2 \operatorname{sen} m} \operatorname{sen} \left[\frac{2m}{L} \left(z - \frac{L}{2} \right) \right]$$

$$\theta(z) = T(z) + \frac{\varphi_0}{2Hb} \cos \left[\frac{2m}{L} \left(z - \frac{L}{2} \right) \right]$$

METODO DE CALCULO

Se trata de resolver el sistema (I) con las condiciones iniciales:

$$\theta(0, z) = \theta(z)$$

$$T(0, z) = T(z)$$

y la condición de contorno $T(t, 0) = T_e$

Para plantear el problema en diferencias finitas, elegimos convenientemente un incremento h para la variable espacial, y otro k para la variable temporal. Desarrollamos en serie de Taylor y despreciamos los términos de segundo orden, lo que nos conduce al sistema:

$$\theta(t+k, z) = (1-k\alpha) \theta(t, z) + k\alpha T(t, z) + \frac{k}{\delta_f \epsilon c_f} \varphi(t, z) \quad (\text{III})$$

$$T(t+k, z) = k\gamma \theta(t, z) + \left[1 - k\gamma - \frac{k\nu(t)}{h} \right] T(t, z) + \frac{k\nu(t)}{h} T(t, z-h)$$

Donde hemos adoptado las siguientes notaciones

$$\alpha(t) = \frac{2bH(t)}{\delta_f \epsilon c_f}$$

$$\gamma(t) = \frac{2bH(t)}{\delta_a s c}$$

El sistema de ecuaciones en diferencias (III) permite calcular las temperaturas en cada instante en función de las del instante precedente.

La técnica explícita de extrapolación usada impone limitaciones en la magnitud del incremento temporal, para obtener la estabilidad del sistema (III).

Para valores negativos del coeficiente $(1-k \text{ y } -kv/h)$ que multiplica a la función $T(t, z)$, se obtienen soluciones que presentan oscilaciones rápidamente crecientes (bibl. 3).

Los intervalos h y k han sido elegidos teniendo en cuenta esta restricción, así como las limitaciones de tiempo de computación.

En este informe se incluye un diagrama en bloque (fig. 3) donde figura el esquema de cálculo empleado. En base a dicho esquema se ha construido el programa para la computadora digital, destinado a resolver este problema.

1.1 Coeficiente de Transmisión de Calor.

El coeficiente de transmisión de calor entre la placa y el refrigerante, para un escurrimiento turbulento en convección forzada, según Colburn sería:

$$H = 0,023 \frac{\lambda}{D} \left(\frac{v D \rho_a}{\mu} \right)^{0,8} \left(\frac{c \mu}{\lambda} \right)^{0,333}$$

Hemos tenido en cuenta los resultados de Levy, Fuller y Niemi (bibl. 4) para coeficientes de convección de canales rectangulares delgados (0,1 x 2,5 pulgadas) quienes aconsejan tomar valores inferiores en un 15% a los propuestos por las fórmulas clásicas válidas para conductos circulares. Así, el coeficiente de la fórmula anterior ha sido reemplazado por 0,020.

En el caso de escurrimiento laminar, hemos adoptado la ecuación empírica (bibl. 5):

$$H = 1,75 \frac{\lambda}{D} \left(\frac{q c}{\lambda L} \right)^{1/3}$$

1.2 Introducción de los Factores de Punto Caliente.

Hemos adoptado los factores propuestos por H. Chelemer y Long Sun Tong (bibl. 6) válidos para núcleos abiertos.

Aunque estos factores han sido evaluados en el estado estacionario, ellos son, en opinión de los autores, aplicables para el funcionamiento transitorio.

2.- GENERACION DE POTENCIA

2.1 La ley de variación temporal de la potencia generada por fisión en el elemento combustible ha sido analizada en base a las ecuaciones de cinética del reactor.

$$\frac{dn}{dt} = \frac{\rho - \beta}{l} n + \sum \lambda_i C_i$$

$$\frac{dC_i}{dt} = \frac{\beta_i}{l} n - \lambda_i C_i$$

$$i = 1, 2 \dots 6$$

Los valores β_i y λ_i utilizados son los propuestos por Kee pin, Wimett y Zeigler (1957), adoptándose además para el factor de importancia de los neutrones retardados el valor $\beta = 1,41$.

Se ha supuesto que las barras de seguridad caen por gravedad, con una aceleración igual a 0,9 g.

La antirreactividad de la barra en función de su posición ha sido calculada en la hipótesis que la eficiencia de un material absorbente ubicado en un punto cualquiera del reactor es proporcional al cuadrado del flujo neutrónico existente en dicho lugar en ausencia de material absorbente.

Siendo 6% el exceso de reactividad previsto para el R.A. E.P., y la antirreactividad total de las barras de seguridad 12%, hemos analizado los dos casos siguientes:

- a) Reactor cargado con distintos venenos, crítico con las barras totalmente retiradas.
- b) Reactor limpio, crítico con las barras parcialmente insertadas.

Llamamos x la abscisa del extremo inferior de la barra, medida desde el extremo superior del núcleo, y t el tiempo contado desde el comienzo de la caída.

$$\text{Caso a} \quad x = 0,9g \frac{t^2}{2} \quad 0 \leq x \leq L$$

La antirreactividad introducida por la barra es:

$$\rho(t) = - \frac{0,12}{\int_0^{\pi} \text{sen}^2 z \, dz} \int_0^{\frac{\pi x}{L}} \text{sen}^2 z \, dz$$

$$\rho(t) = - \frac{0,12}{2\pi} \left[\frac{0,9 g \pi t^2}{L} - \text{sen} \left(\frac{0,9 g \pi t^2}{L} \right) \right]$$

Caso b.

Partiendo del reactor crítico con la barra insertada hasta la mitad de su recorrido.

$$x = 0,9g \frac{t^2}{2} + \frac{L}{2} \quad ; \quad \frac{L}{2} \leq x \leq L$$

La antirreactividad introducida por la barra es:

$$\rho(t) = - \frac{0,12}{\int_0^{\pi} \text{sen}^2 z \, dz} \int_{\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi x}{L}} \text{sen}^2 z \, dz$$

$$\rho(t) = - \frac{0,12}{2\pi} \left[\frac{0,9 g \pi t^2}{L} - \text{sen} \left(\frac{0,9 g \pi t^2}{L} + \pi \right) \right]$$

2.2 Cuando la fisión prácticamente ha cesado, sigue generándose calor por la actividad β y γ de los productos de fisión. El calor generado en esta forma, en reactores que han estado operando un tiempo suficiente para que los productos de fisión estén en equilibrio, está dado por la ecuación empírica (bibl.7)

$$P_{\gamma} = 0,07 P_{\text{normal}} t^{-0,2} \quad ; \quad t > 1 \text{ seg}$$

siendo P_{normal} la potencia de funcionamiento normal del reactor.

Para un intervalo de 1 segundo después de la caída de las barras, la producción de calor por efecto de los productos de fisión, es del orden de 7% de la potencia normal de trabajo.

En nuestro programa, la rutina E calcula la generación de potencia, teniendo en cuenta la fisión y el decaimiento radioactivo.

2.3 Hemos comparado estos resultados con el esquema simplificado de Halbronn y Peuchmaur (bibl.8), que supone que la potencia:

1. Permanece constante durante un cierto intervalo (retardo de actuación del scram, que se tuvo en cuenta también en los casos a) y b) precedentes).
2. Varía linealmente durante la caída de barras.
3. A partir de entonces, permanece constante.

Las figuras 4 y 5 muestran las curvas de potencia calculadas.

3.- ANALISIS DE LAS CONDICIONES HIDRAULICAS

El análisis de la evolución de los caudales posterior al accidente ha sido efectuado usando el método propuesto por Arker y Lewis (bibl.9), que tiene en cuenta la inercia del fluido y de las masas rotantes, las pérdidas de carga en el circuito, las características de la bomba, así como los rozamientos mecánicos en bombas y motores.

En el R.A.E.P., el sistema hidráulico incluye dos circuitos de bomba e intercambiador en paralelo, asociados con el reactor, que actúa como recorrido común (figura 1).

Una compuerta automática de seguridad (figura 2) permite el establecimiento de la convección natural en caso de detención accidental de las bombas.

3.1 Hasta el momento de apertura de la compuerta, todo el circuito exterior influye evidentemente sobre las condiciones hidráulicas en el núcleo. A esta primera etapa corresponden distintos modelos matemáticos, según el accidente considerado.

En el programa de cálculo utilizado, la rutina B calcula paso a paso por el método de Runge Kutta, en base a dichos modelos matemáticos, un nuevo valor de la velocidad.

Caso a - Accidente por Corte de Corriente.

Las bombas disminuyen paulatinamente su velocidad. Las ecuaciones básicas para un circuito que incluye dos ramales en paralelo asociados, son:

$$\frac{1}{g} \left(\sum \frac{\Delta l}{A} \right)_j \frac{dQ_j}{dt} + \frac{1}{g} \left(\sum \frac{\Delta l}{A} \right)_R \frac{dQ}{dt} = \Delta P_{Pj} - \Delta P_R - \Delta P_{Lj}$$

$$\frac{1}{g} I_P \frac{d\omega_j}{dt} = - N_{Hj} - N_{Wj}$$

$$Q = \sum Q_j$$

donde el subíndice j indica el ramal considerado.

Estas ecuaciones representan respectivamente los efectos de la inercia del fluido y de las masas rotantes.

El momento hidráulico necesario para desarrollar la carga de presión de la bomba en el ramal j , se puede expresar:

$$N_{Hj} = \frac{Q_j \Delta P_{Pj}}{\omega_j \eta_j \delta_a}$$

El momento resistente N_W (correspondiente a los rozamientos en bombas y motores) se supondrá proporcional al cuadrado de la velocidad angular.

Un diagrama completo de características de la bomba permitirá obtener la carga útil ΔP_p en función de la relación (caudal/velocidad angular), así como también el rendimiento hidráulico.

Las pérdidas de carga se supondrán proporcionales al cuadrado del caudal.

Caso b.

Accidente por una bomba trabada, donde la otra bomba sigue girando a su velocidad normal de trabajo (suponemos trabada la bomba 2).

En este caso no interviene la inercia de las masas rotantes, pues durante todo el transitorio es

$$\omega_2 = 0$$

$$\omega_1 = \text{cte}$$

Las ecuaciones que rigen la evolución del caudal en ambos ramales son:

$$\frac{1}{g} \left(\sum \frac{\Delta l}{A} \right)_1 \frac{dQ_1}{dt} + \frac{1}{g} \left(\sum \frac{\Delta l}{A} \right)_R \frac{d(Q_1+Q_2)}{dt} = \Delta P_{P1} - \Delta P_R - \Delta P_{L1}$$

$$\frac{1}{g} \left(\sum \frac{\Delta l}{A} \right)_2 \frac{dQ_2}{dt} + \frac{1}{g} \left(\sum \frac{\Delta l}{A} \right)_R \frac{d(Q_1+Q_2)}{dt} = -\Delta P_R - \Delta P_{L2}$$

Es de observar que válvulas de retención ubicadas a la salida de las bombas, impedirán la inversión de corriente.

Caso c - Accidente por dos Bombas Trabadas.

$$\frac{1}{g} \left(\sum \frac{\Delta l}{A} \right)_j \frac{dQ_j}{dt} + \frac{1}{g} \left(\sum \frac{\Delta l}{A} \right)_R \frac{dQ}{dt} = -\Delta P_{Lj} - \Delta P_R$$

$$Q = \sum Q_j$$

donde el subíndice j indica el ramal considerado.

La figura 6 presenta los resultados relativos a evolución de velocidad del refrigerante en el núcleo del reactor, correspondientes a los casos a), b) y c).

3.2 A partir del instante en que la compuerta se abre, el establecimiento de la convección natural originado por la diferencia de temperatura entre el agua del núcleo y la del tanque, tiende a anular e invertir el movimiento descendente del refrigerante.

Se estudió el comportamiento hidráulico posterior a la apertura de la compuerta. Dicho estudio ha sido dividido en dos etapas, tratadas en las rutinas C y D.

Etapas C.

En el instante de apertura de la compuerta el agua circula en sentido descendente en los canales de refrigerante ubicados entre las chapas de elementos combustibles.

Al abrirse la compuerta, el núcleo cierra su circuito hidráulico directamente con el agua del tanque, quedando así desconectado del resto de las cañerías que constituyen su circuito externo durante el funcionamiento estacionario.

La potencia residual del reactor continúa calentando el agua, cuya temperatura es superior a la del tanque. La presión ascensional que resulta tiende a anular progresivamente el caudal descendente.

Dado que todas las cajas de elementos combustibles funcionan en paralelo, reduciremos el problema al análisis de una de ellas. El estudio detallado de las fuerzas que se ejercen sobre el agua contenida en las diferentes secciones de una caja conduce a la relación:

$$\delta_a A \left(\sum \frac{\Delta l}{A_n} \right) \frac{dv}{dt} = - \delta_a g a L \Delta T - \left(\delta_a \frac{v^2}{2} + \Delta P_n \right)$$

o sea

$$P_i = - P_a - P_r$$

La rutina C resuelve esta ecuación calculando por el método de Runge Kutta y a partir de los valores precedentes, un nuevo valor de la velocidad v .

Así pues, dicha rutina tiene en cuenta:

1. La inercia de la masa de agua contenida en el núcleo reactante, representada por la presión de inercia P_i resultante de la disipación de la energía cinética acumulada en el canal.
2. El efecto de las diferencias de densidad, que tiende a establecer la convección natural (representado por la presión ascensional P_a).
3. Las distintas resistencias por pérdida de carga y aceleración de entrada (presión resistente P_r).

Etapa D.

La rutina D, análoga a la C, se aplica a partir del instante de inversión de la corriente hasta el establecimiento completo de la convección natural, y corresponde a la expresión

$$P_i = P_a - P_r$$

3.3 Cálculo de la Pérdida de Presión en el Núcleo ΔP .

Durante el proceso de inversión de la corriente, el caudal sufre variaciones de gran magnitud llegando a anularse instantáneamente. Se tuvo en cuenta que durante dicho proceso el tipo de escurrimiento pasará de turbulento a laminar, variando así la ley que rige la pérdida de carga en el núcleo.

Es sabido que en el régimen turbulento ($Re \geq 3000$) dicha ley se expresa por la fórmula

$$\Delta P = \Lambda \frac{\delta_a v^2}{2} \frac{L}{D}$$

donde adoptamos para el coeficiente de Darcy Λ la expresión de Karman

$$\frac{1}{\sqrt{\Lambda}} = 2 \log (Re \sqrt{\Lambda}) - 0,8$$

La caída de presión para un escurrimiento laminar a través de un conducto rectangular de dimensiones b y e está dada por la expresión teórica (bibl. 5).

$$-\frac{dP}{dL} = \frac{4 \mu v}{b e \Psi}$$

en la cual Ψ es función del cociente e/b . Para planos paralelos de grandes dimensiones, separados por una distancia e (o sea en el caso $b \gg e$) resulta:

$$-\frac{dP}{dL} = \frac{12 \mu v}{e^2}$$

Teniendo en cuenta que la distancia e entre las chapas de elementos combustibles es mucho menor que su ancho b , aplicamos esta última fórmula al cálculo de la pérdida de carga en un canal elemental de refrigerante en régimen laminar ($Re \leq 2000$).

$$\Delta P = \frac{12 \mu v L}{e^2}$$

Para el cálculo de la pérdida de carga en el régimen de transición entre laminar y turbulento ($2000 \leq Re \leq 3000$) hemos interpolado linealmente los valores propuestos por las dos leyes precedentes.

Características del R.A.E.P. utilizadas en nuestros cálculos.

Potencia	5 MW
Caudal	600 m ³ /hora
Temperatura de entrada del agua al núcleo	40 °C
Núcleo reactante	25 cajas de 19 placas cada una
<u>Elementos Combustibles</u>	b = 64 mm L = 600 mm espesor 1,4 mm
Distancia entre placas	e = 2,81 mm
Potencia de la placa más cargada	$\phi = 13650$ watt
Ganancia debida al reflector axial	$\Delta = 7,78343$ cm
Momento de inercia polar de las masas rotantes	$I_p = 1$ Kg m ²
<u>Factores de Inercia</u>	$\left(\sum \frac{\Delta l}{A}\right)_1 = \left(\sum \frac{\Delta l}{A}\right)_2 = 7,6984$ cm ⁻¹ $\left(\sum \frac{\Delta l}{A}\right)_R = 5,236$ cm ⁻¹ $\left(\sum \frac{\Delta l}{A}\right)_n = 2,476$ cm ⁻¹
Retardo de despegue de los electroimanes	0,3 seg
Retardo de actuación del transductor de caudal	1 seg
<u>Condiciones del Estado Estacionario</u>	
Velocidad del agua en el núcleo	v = 210 cm/seg
Velocidad angular del rotor de la bomba	$\omega = 157$ /seg
Caída de presión en el circuito	30 metros col. H ₂ O

CASOS ESTUDIADOS

Los dispositivos de seguridad previstos en el reactor R.A. E.P. para actuar en caso de detención de bombas: compuerta automática que permitirá el establecimiento de la convección natural, así como un transductor que provocará scram del reactor, cuando el caudal descienda por debajo de ciertos valores prefijados (pudiendo ser dichos valores diferentes para ambos mecanismos), han sido contemplados en el análisis de los diversos accidentes posibles.

1. Accidente Corte de Corriente.

Caída de barras con retardo de despegue de los electroimanes. Apertura de la compuerta cuando el caudal desciende hasta un valor A% del inicial.

2. Accidente una Bomba Trabada.

Caída de barras por acción del transductor que actúa cuando el caudal desciende hasta un valor B% del inicial (se tiene en cuenta el retardo de actuación del dispositivo de seguridad y el de despegue de los electroimanes). Por otra parte, la compuerta se abre cuando el caudal desciende hasta un valor A% del inicial.

3. Accidente dos Bombas Trabadas.

Los fenómenos restantes análogos al accidente 2.

Se han estudiado los casos siguientes:

	1	2	3	4	5
A	12,6%	30%	50%	65%	85%

	1	2
B	50%	90%

RESULTADOS

Se verifica que en ninguno de los casos tratados llega a producirse ebullición franca, y tan sólo en algunos puede haber ebullición superficial. El aumento de pérdida de carga en los elementos combustibles debido a la incidencia de la ebullición superficial ha sido acotado en base a la correlación de Reynolds

(bibl. 10), observándose que, para los casos tratados, queda limitado a un pequeño porcentaje (que es por otra parte totalmente despreciable si el fenómeno se limita a la etapa anterior a la apertura de la compuerta).

La ebullición superficial mejora sensiblemente la transferencia calórica, con respecto a la convección líquida. Estimamos así que este efecto favorable compensa por lo menos al del incremento de pérdida de carga, resultando conservativo el esquema de escurrimiento en una sola fase, y por lo tanto prudentemente sobreestimadas las temperaturas.

Es de destacar asimismo que el no haber tenido en cuenta el coeficiente de temperatura de la reactividad (negativo en este caso), implica una sobrevaloración de la potencia neutrónica que conduce a valores pesimistas de las temperaturas.

Se observa que los diagramas de evolución temporal de las temperaturas de los elementos combustibles presentan, como era de prever, dos picos: el primero que corresponde a la disminución de caudal sin caída de potencia, y el segundo que corresponde al instante de inversión de caudal, durante el cual el efecto de la convección prácticamente se anula.

En el estudio del accidente de corte de corriente se concluye que para todos los casos analizados, como puede verse en las curvas adjuntas (figuras 8, 9, 10, 11 y 12), las temperaturas de los elementos combustibles quedan en todo instante por debajo de la temperatura de ebullición del líquido correspondiente a la presión reinante en el núcleo reactante. Así pues, se puede asegurar que, en las condiciones de trabajo analizadas, no habrá ebullición superficial (ni másica) en el núcleo.

Los casos de una y dos bombas trabadas (este último extremadamente improbable), muestran incrementos de temperatura de los elementos combustibles más considerables. Durante la primera etapa del fenómeno (disminución de caudal sin disminución de potencia), la temperatura de las placas sube considerablemente por encima de la del punto de ebullición del agua correspondiente a la presión reinante, alcanzándose valores máximos del orden de 150°C durante tiempos inferiores al segundo, en la hipótesis de los retardos de actuación de los dispositivos de seguridad admitidos en la tabla precedente. Por otra parte, la temperatura de la masa del refrigerante permanece en valores muy próximos a los del funcionamiento estacionario, lo que indicaría la presencia transitoria de ebullición superficial (figuras 13, 14, 15, 16 y 17).

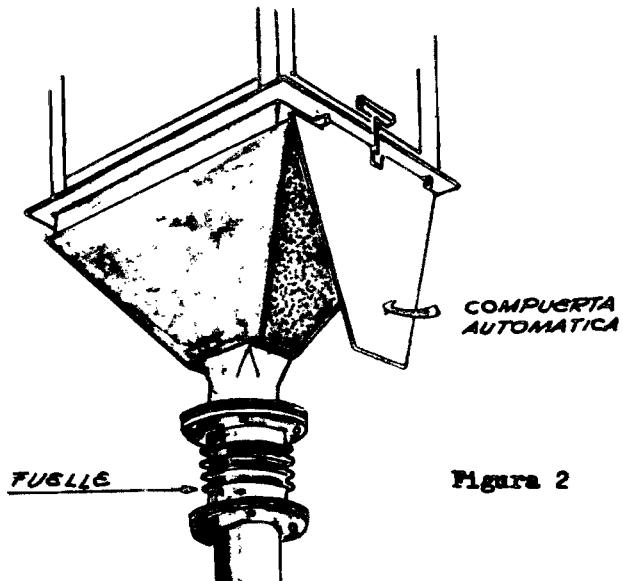
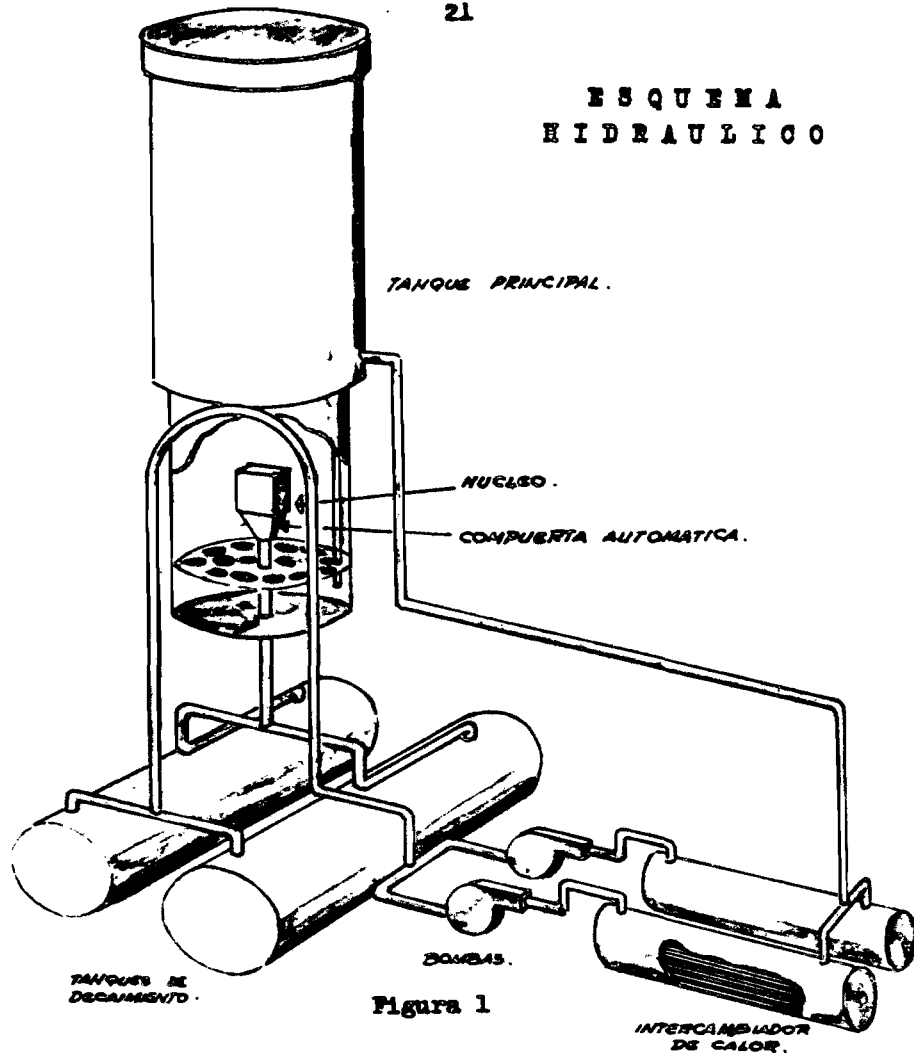
La influencia de la calibración de la compuerta de seguridad sobre los incrementos de temperatura está evidenciada en la figura 18, donde se aprecia que los valores máximos de tem-

peratura de placa disminuyen al aumentar el retardo de apertura de dicho dispositivo.

El flujo calórico en el instante de inversión de caudal no sobrepasa los 2 watt/cm² en ninguno de los casos estudiados. Por lo tanto no hay evidencia de que se alcancen condiciones de Burnout (bibl. 13).

Este estudio será completado con un análisis experimental del flujo calórico crítico de Burnout en condiciones de transitorio por disminución de caudal, a realizarse en un circuito cuya instalación se encuentra actualmente en marcha.

ESQUEMA HIDRAULICO



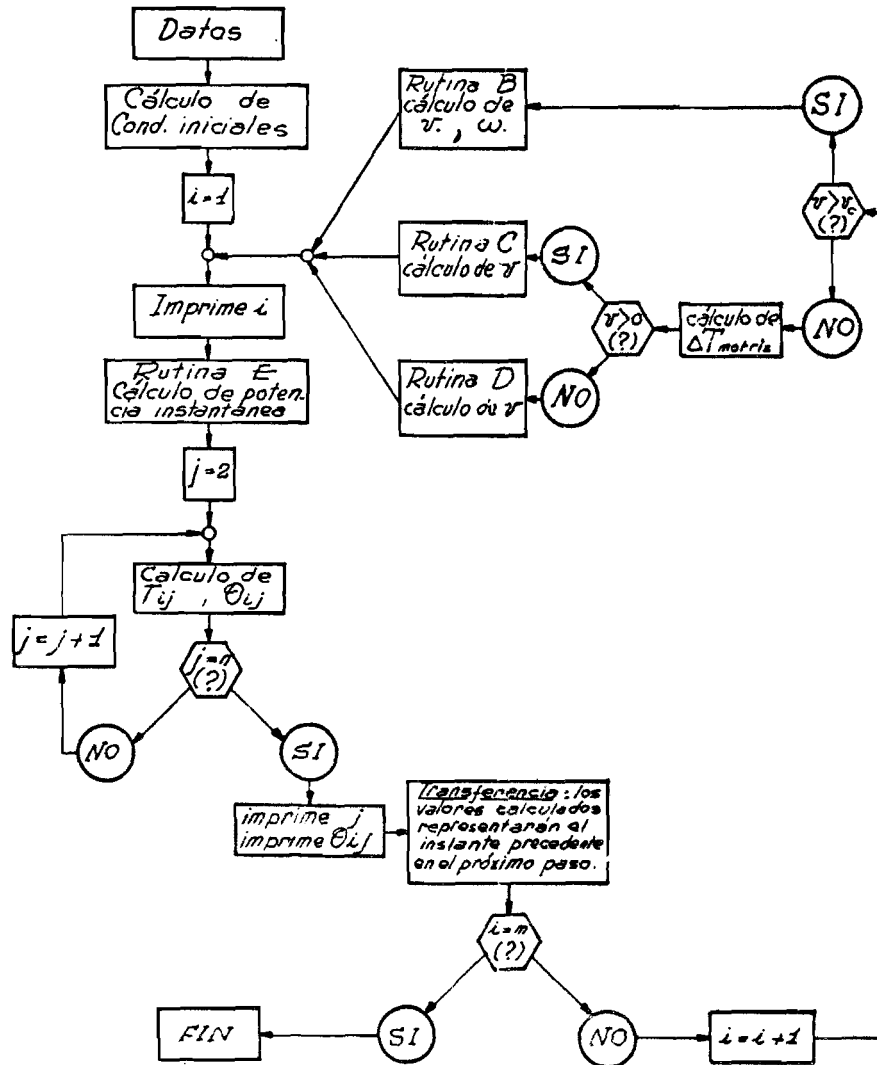
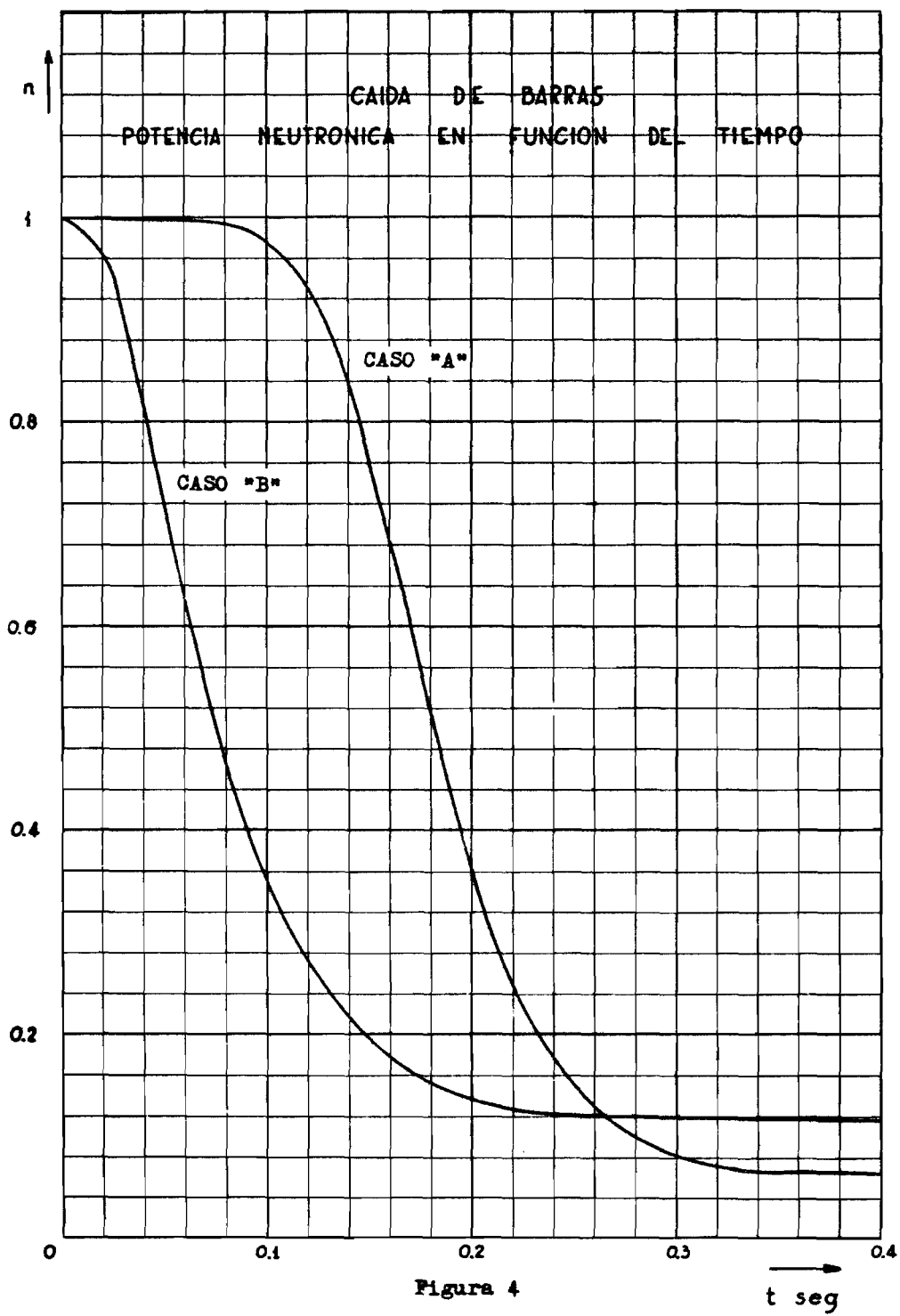
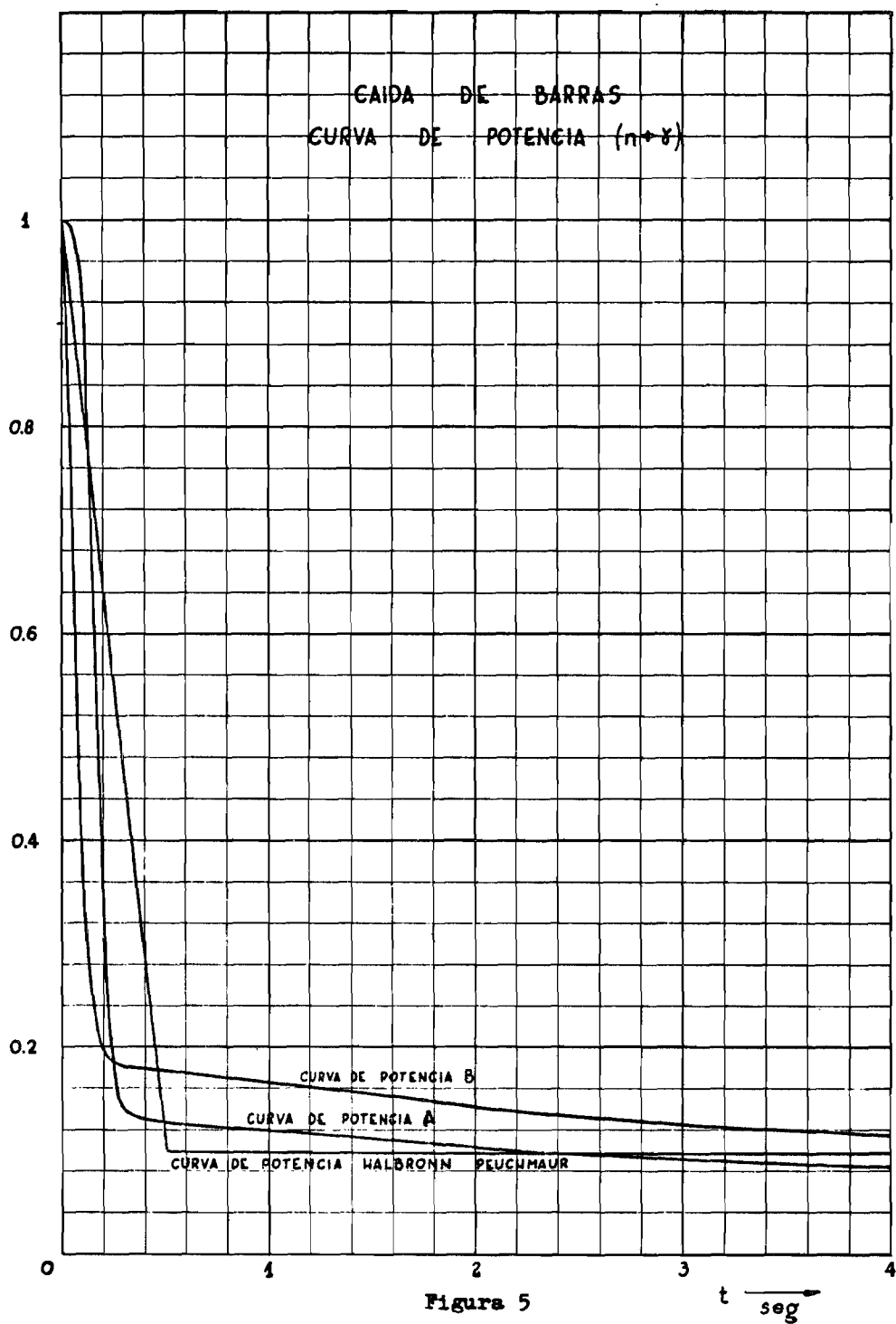


DIAGRAMA EN BLOQUE

(Por exigir un paso temporal más pequeño, la rutina E ha sido calculada por separado, y sus resultados leídos en el programa principal).

Figura 3





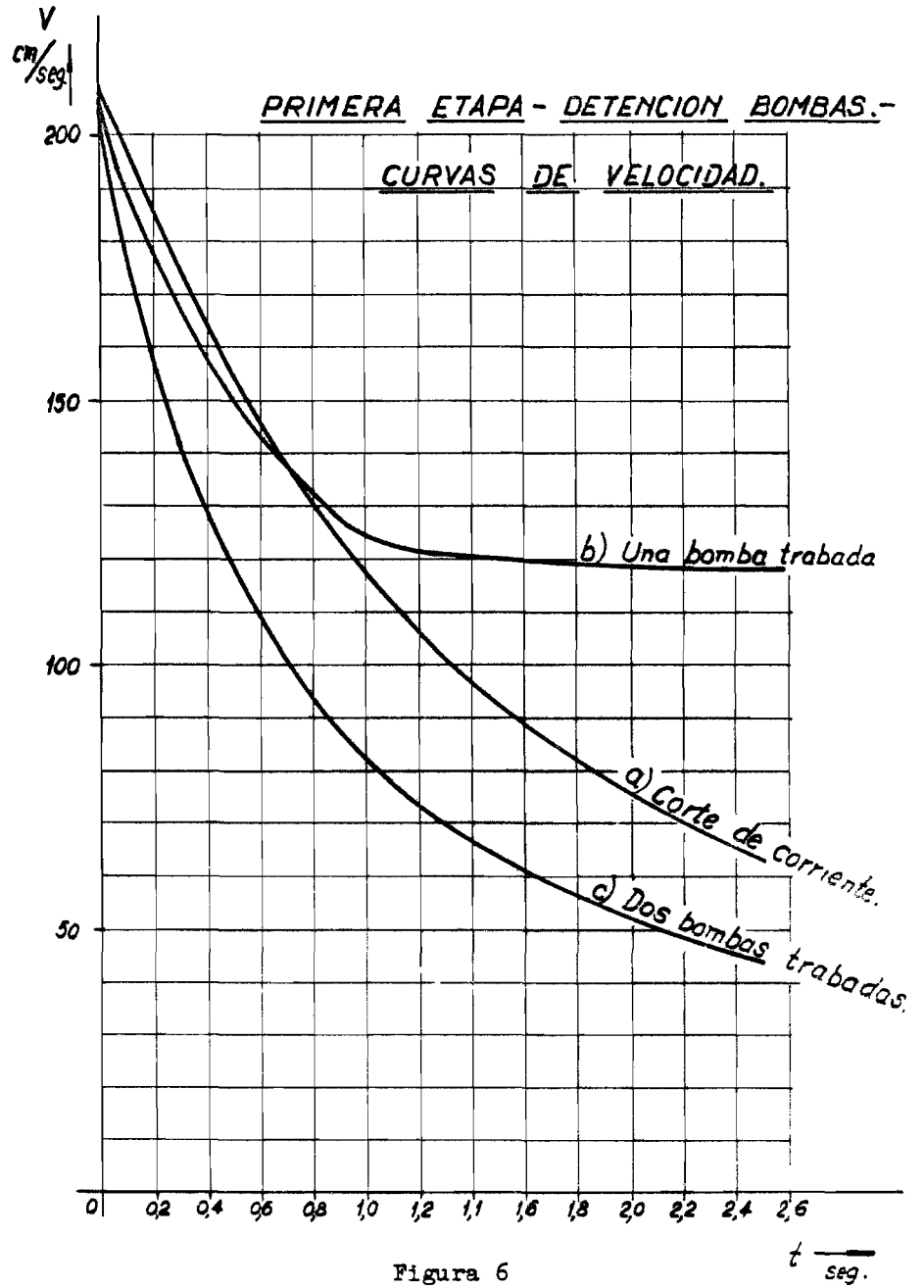


Figura 6

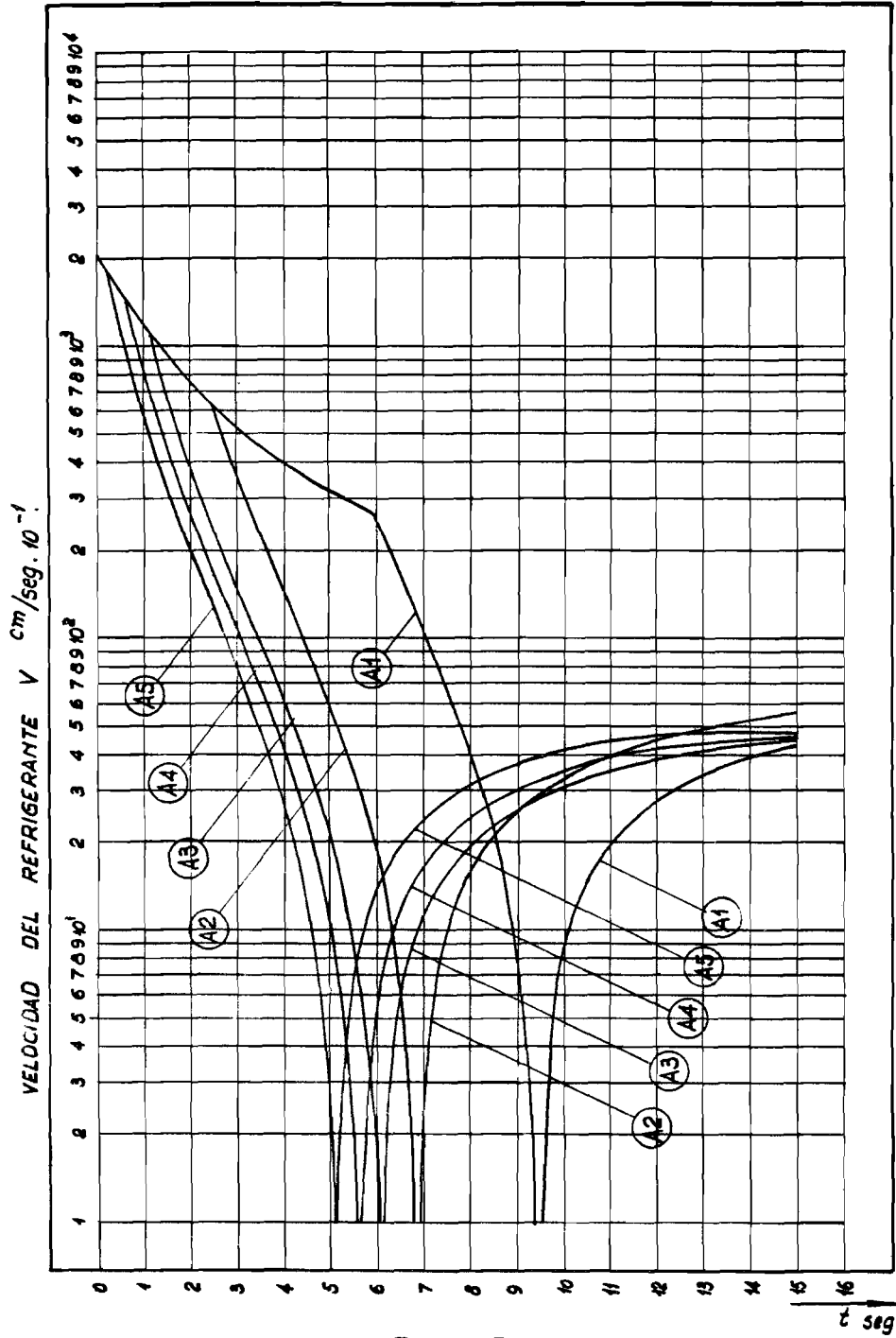
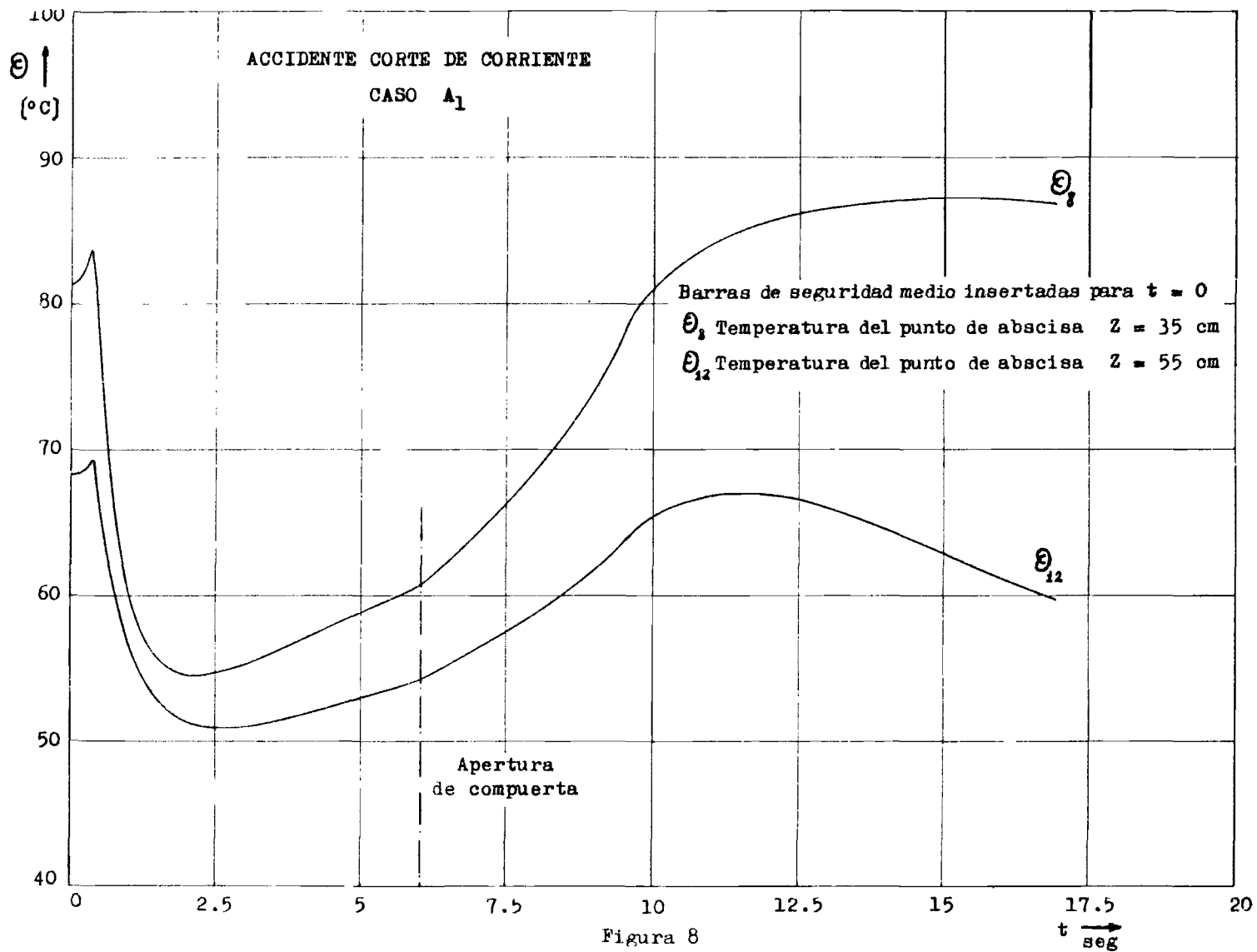


Figura 7



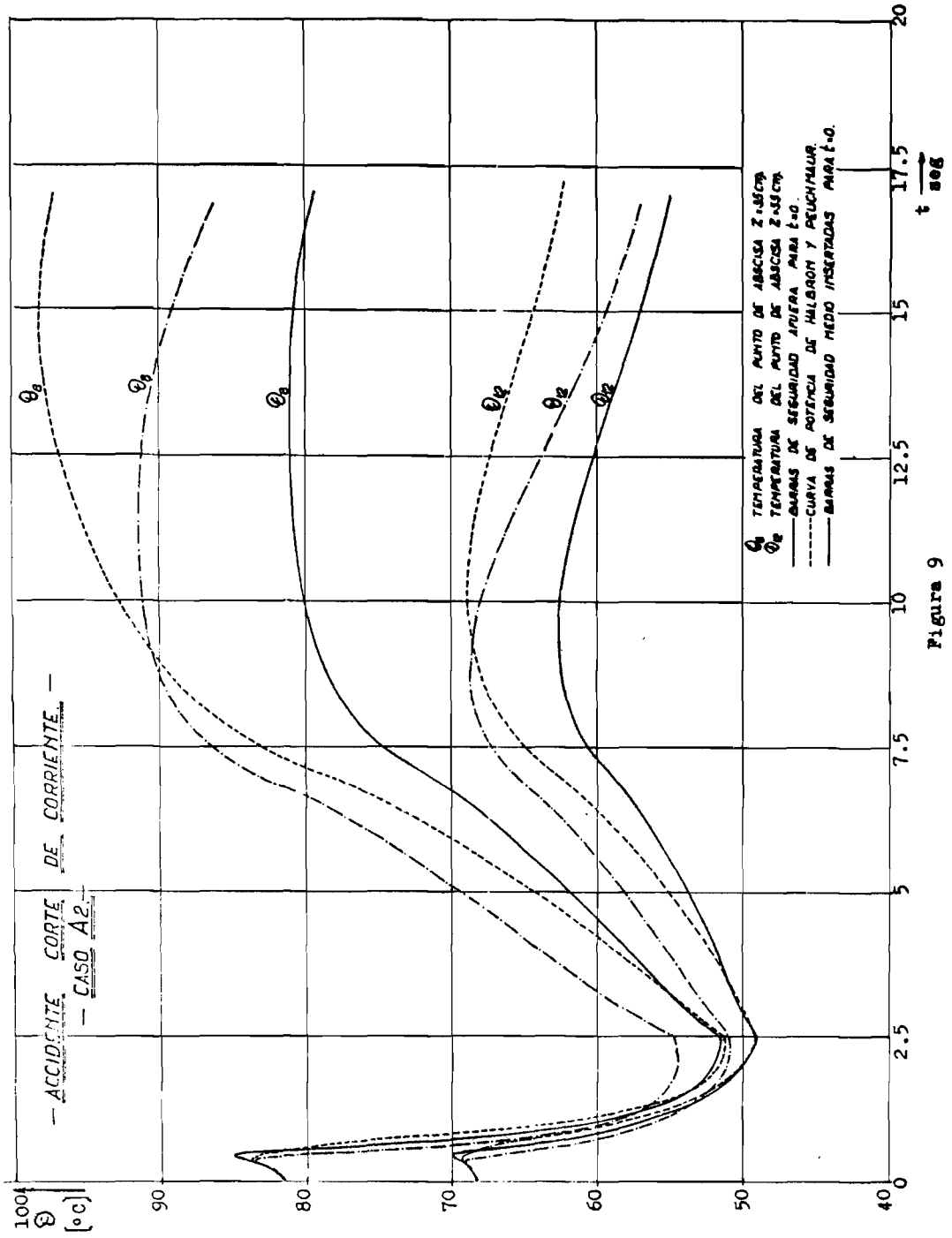
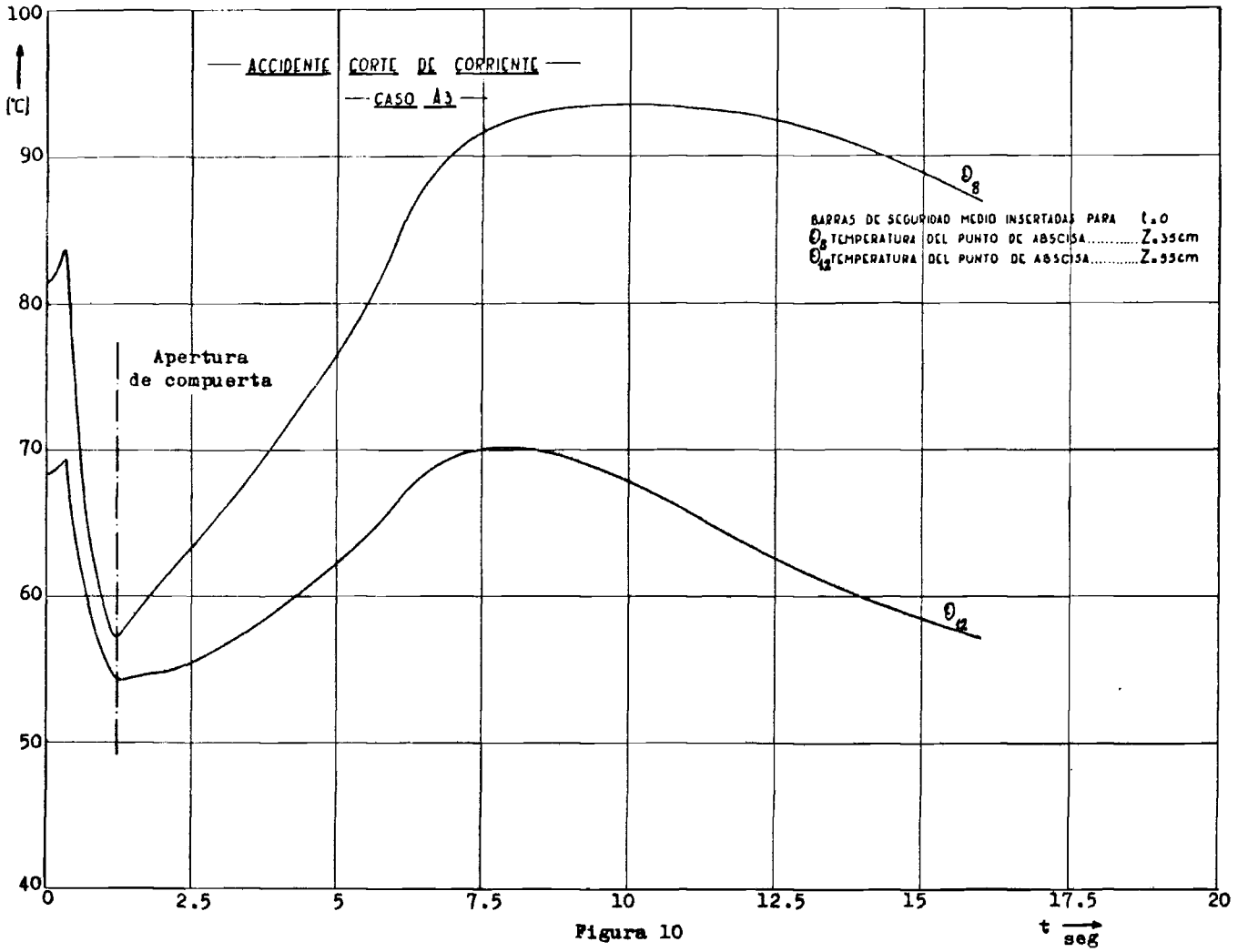


Figure 9



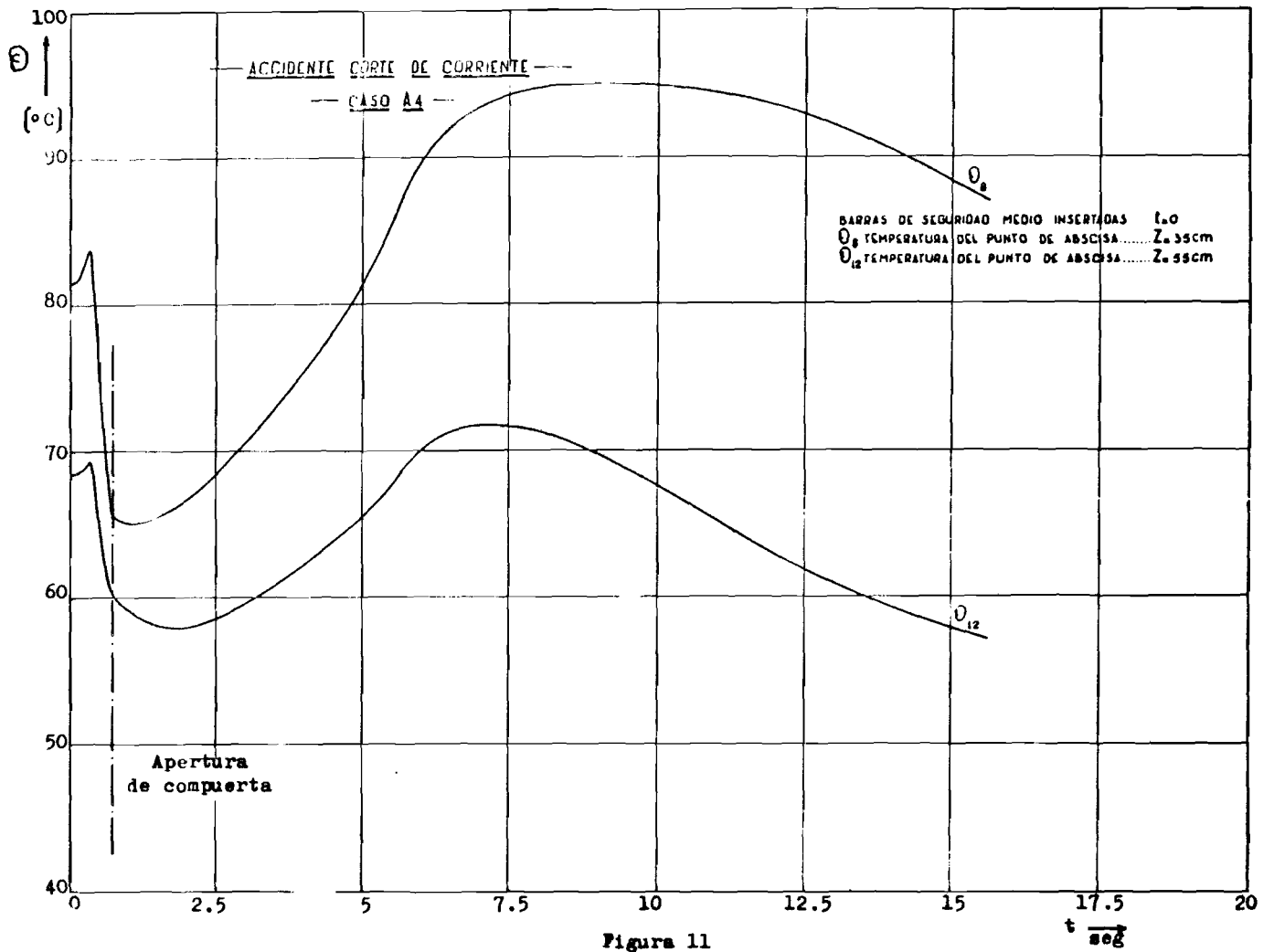


Figura 11

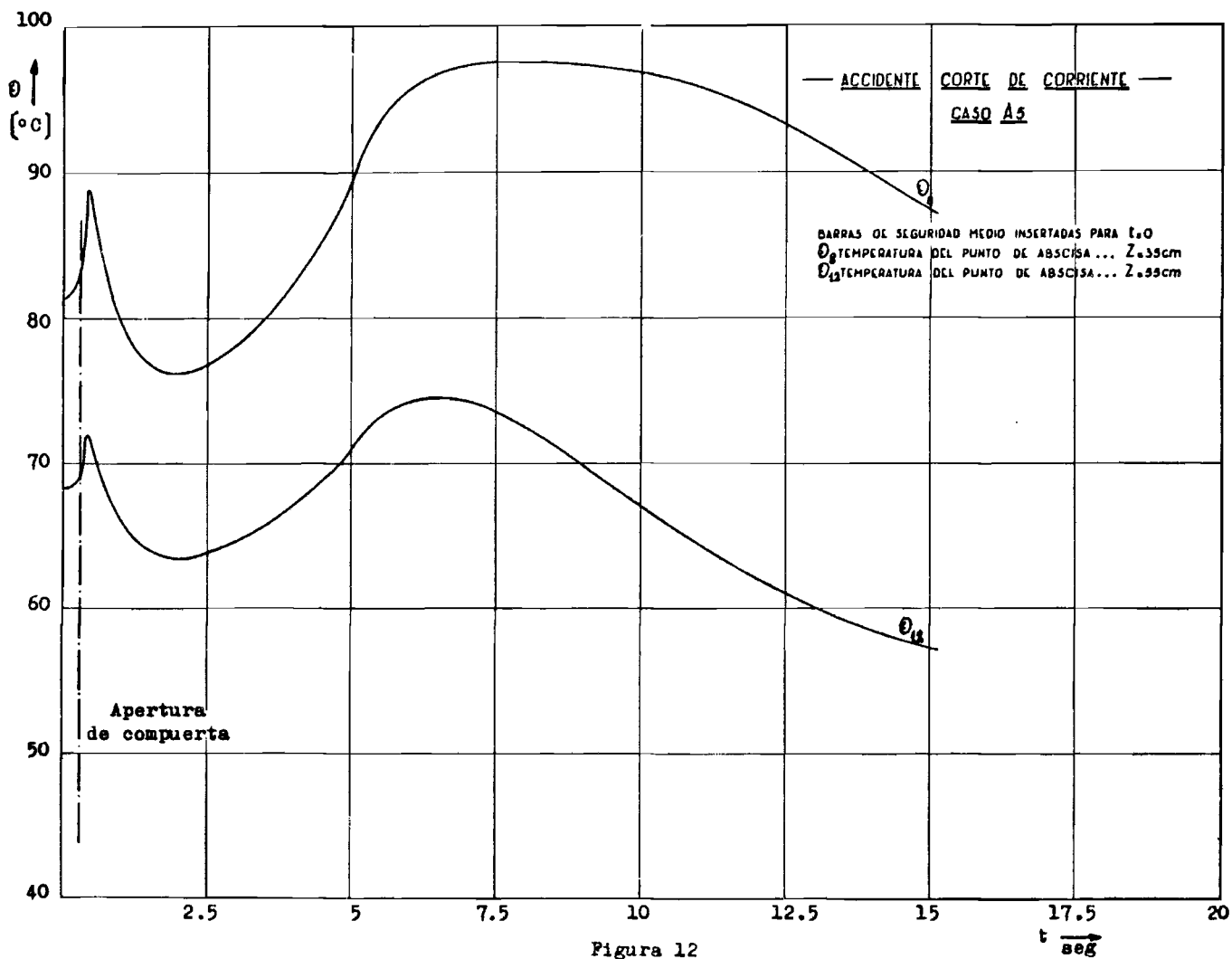
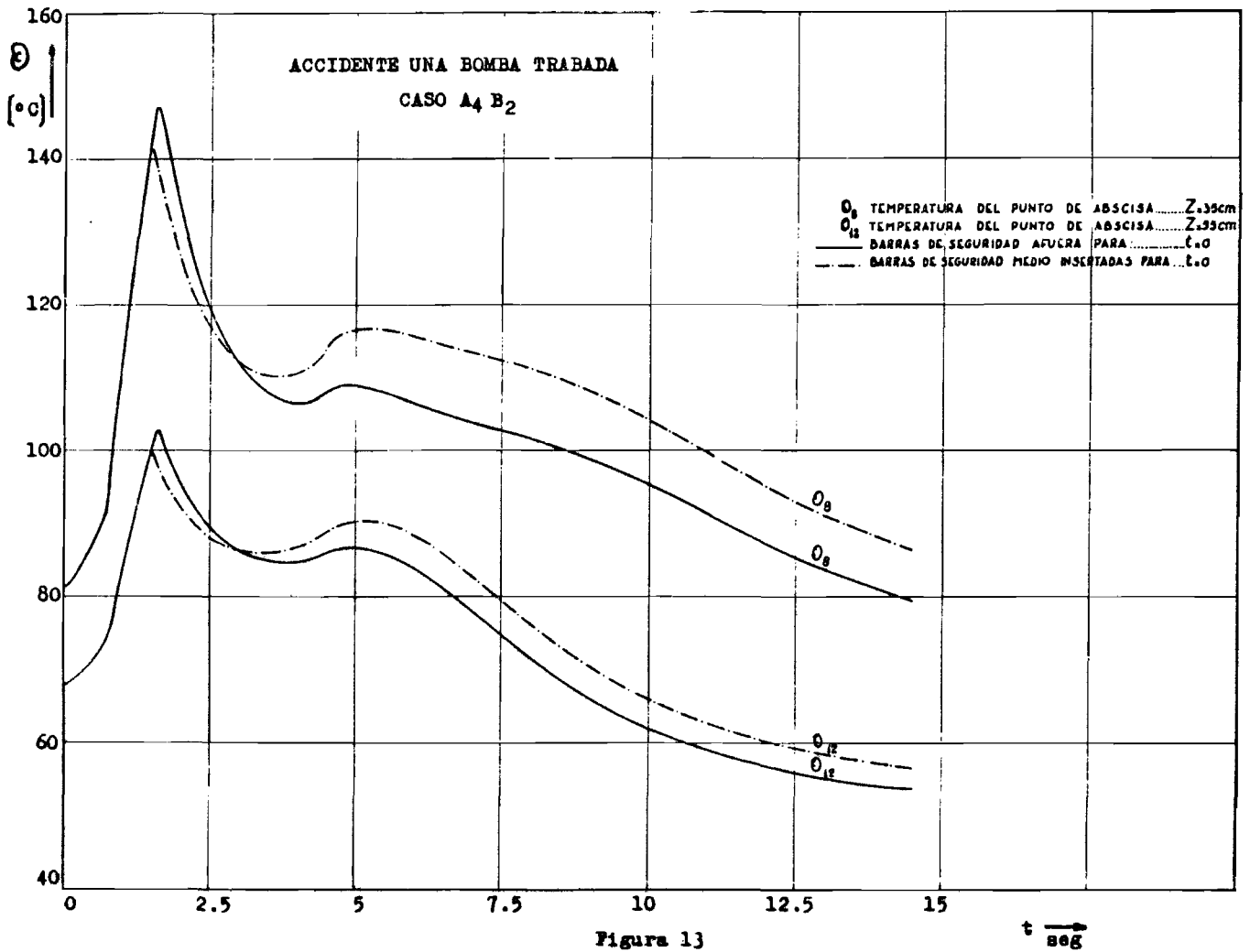


Figura 12



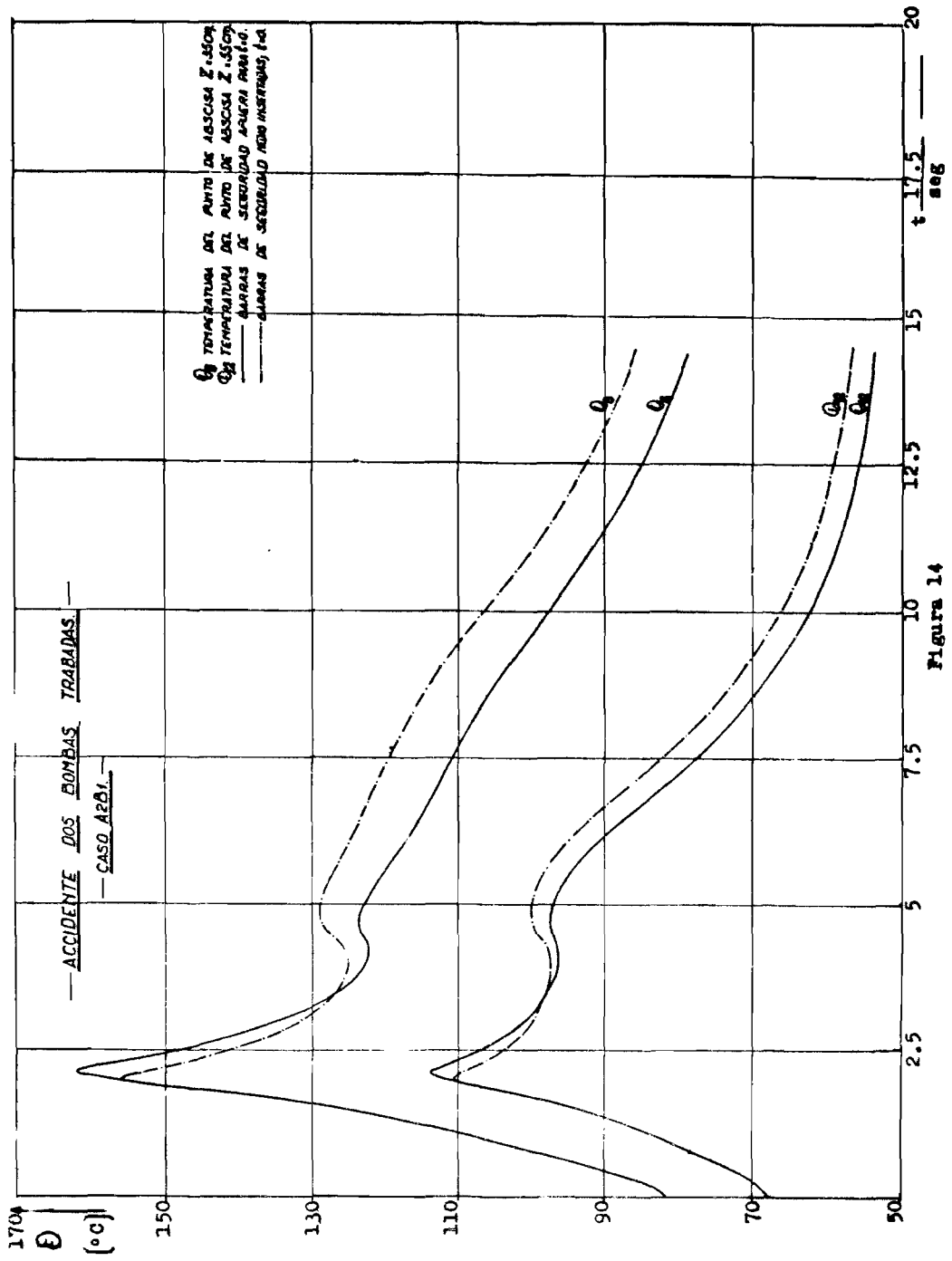


Figura 14

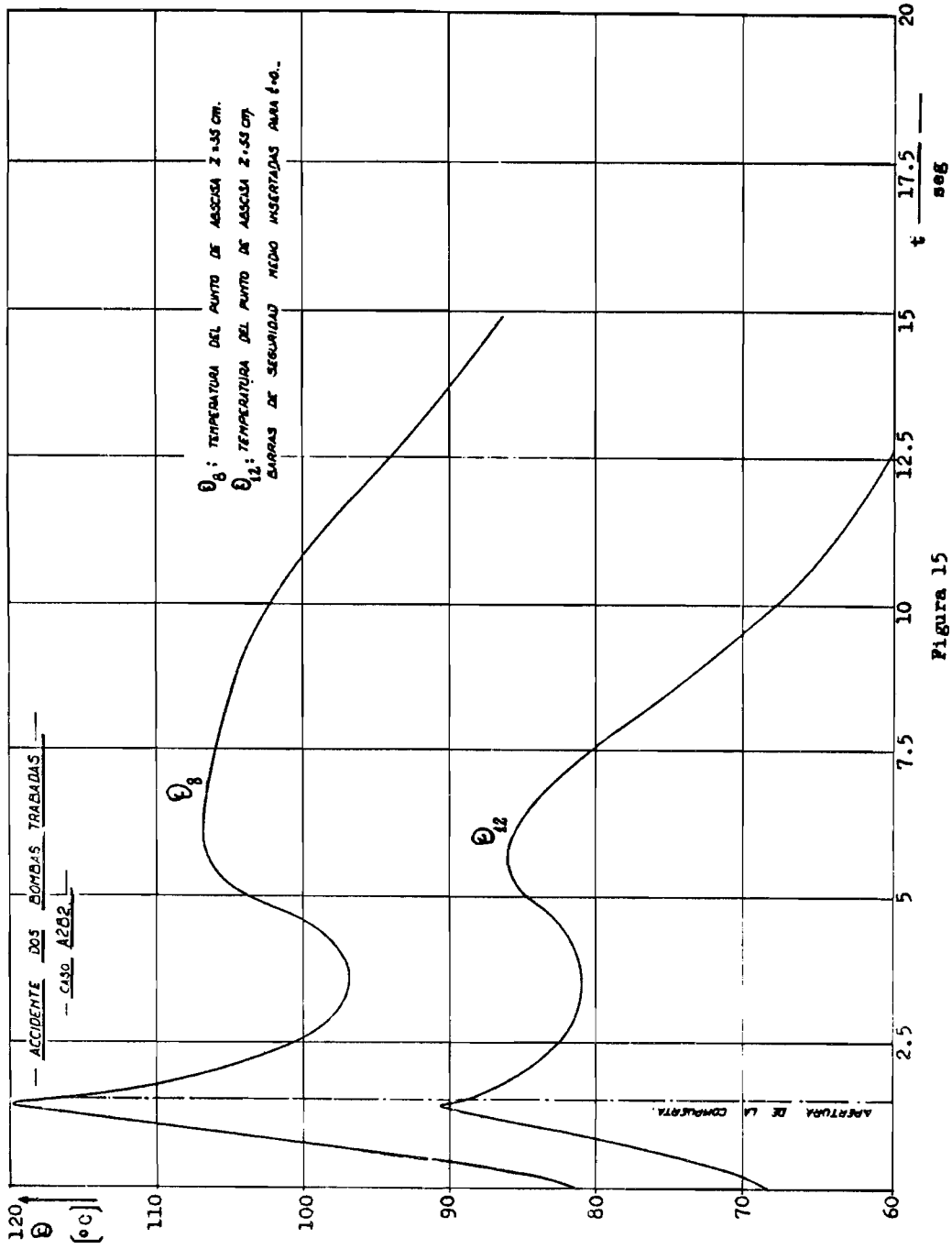
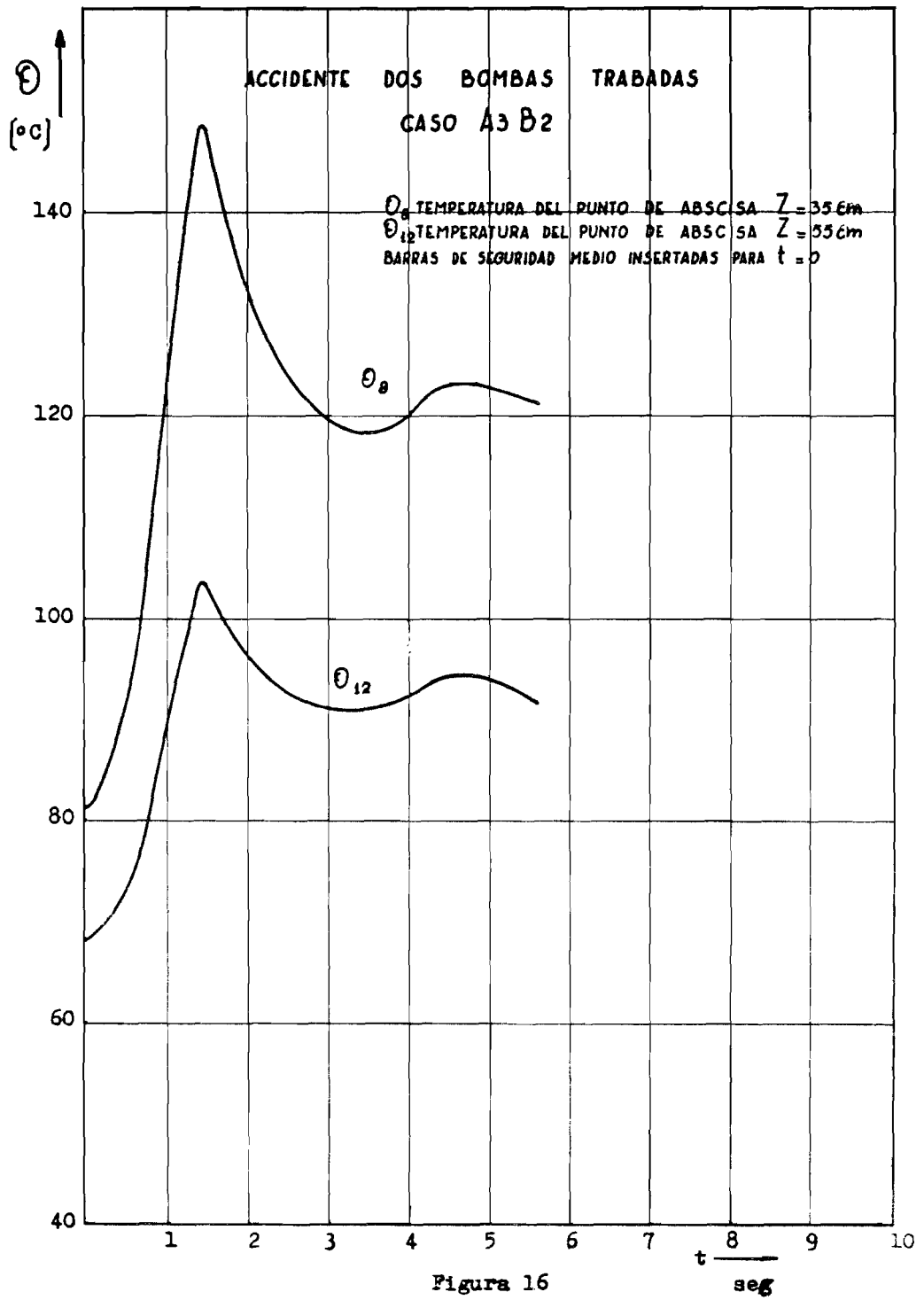


Figura 15



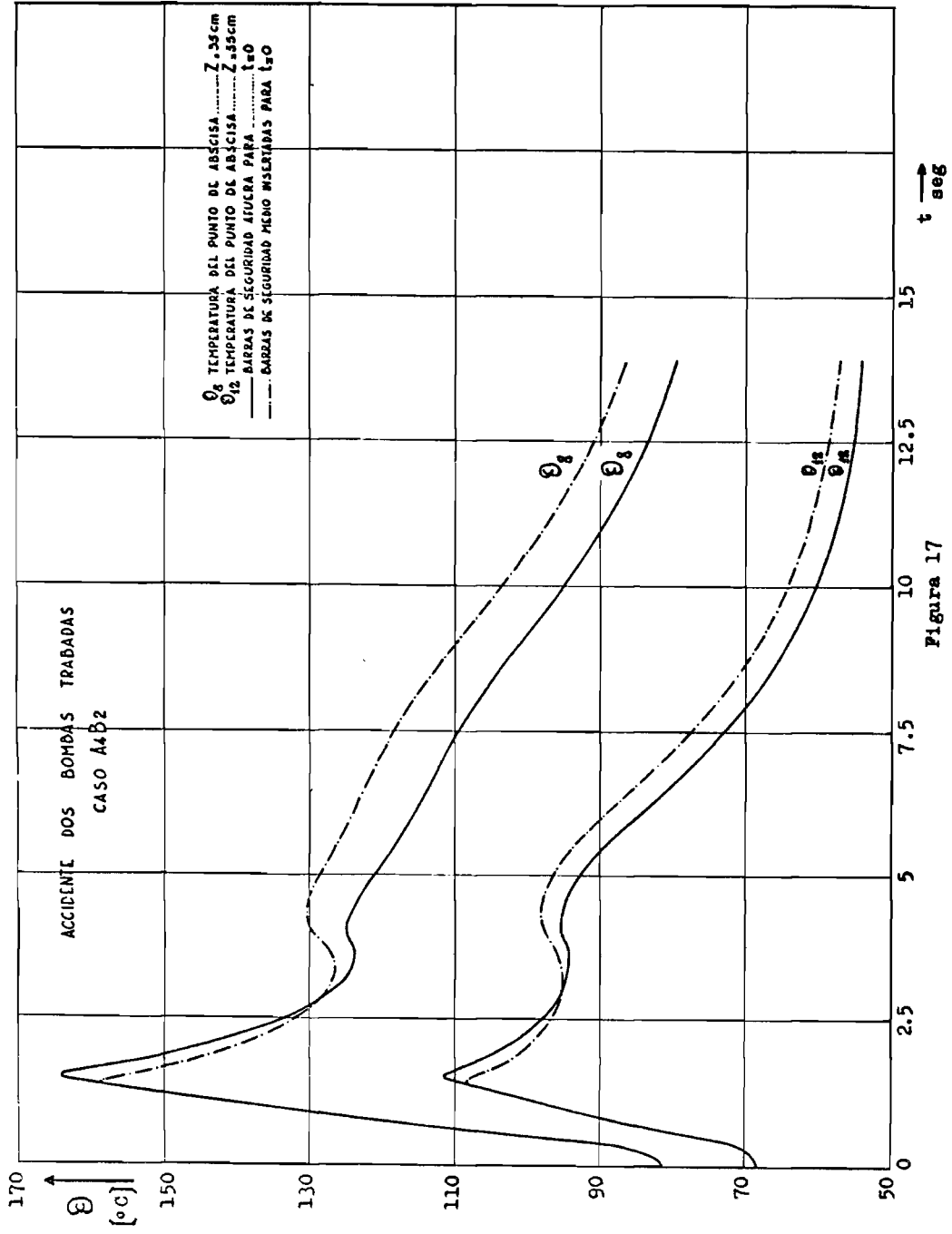


Figura 17

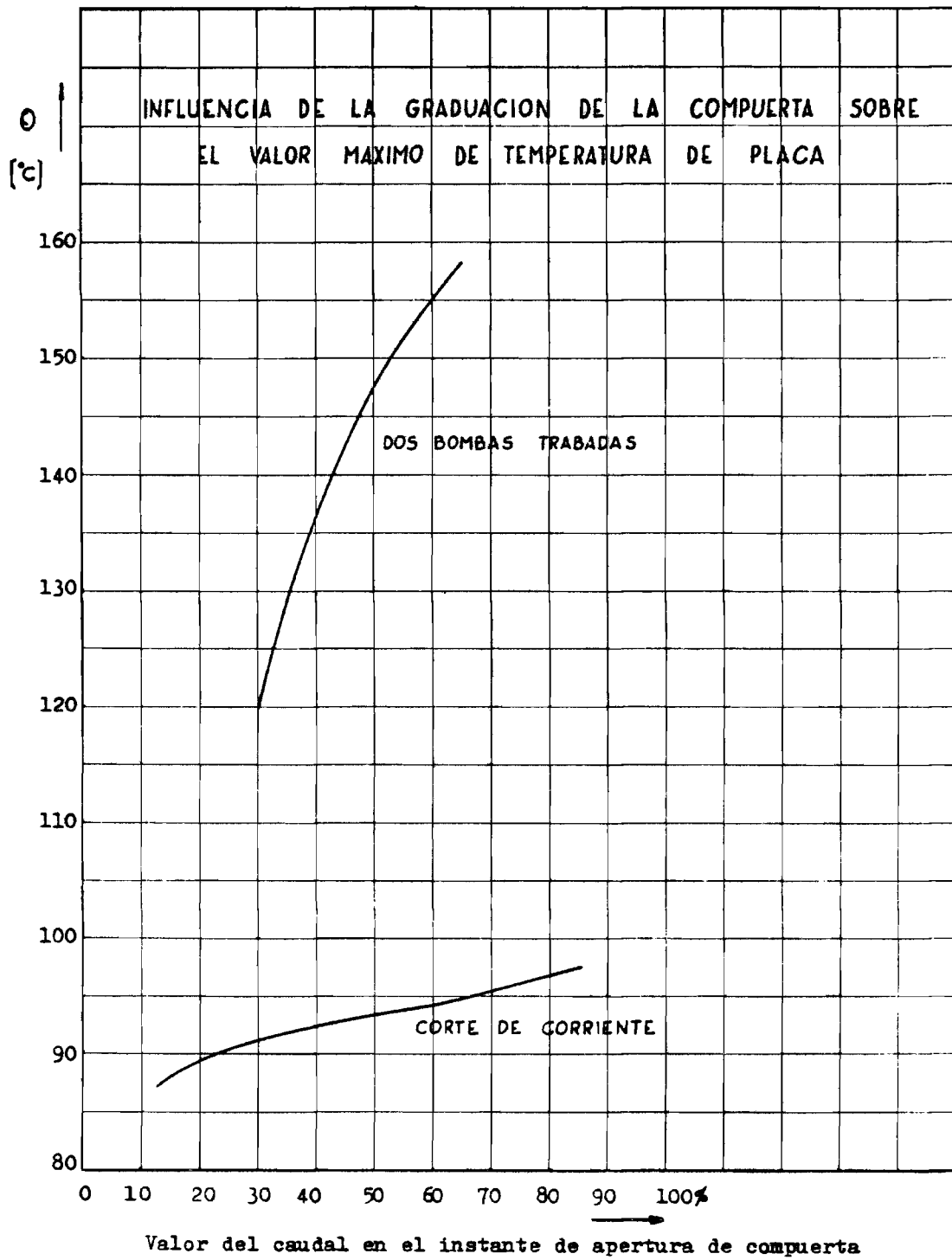


Figura 18

BIBLIOGRAFIA

1. R.A.E.P. Project Book I, C.N.E.A. (1960).
2. R.A.E.P. Project Book III, C.N.E.A. (1961).
3. MILNE - Numerical Calculus.
4. Journal of Heat Transfer, Mayo de 1959.
5. Mc. ADAMS - Transmission de la Chaleur.
6. Nucleonics, Septiembre de 1962.
7. Etherington - Nuclear Engineering Handbook.
8. HALBRONN, G. y PEUCHMAUR A. - Bulletin d'Informations Scientifiques et Techniques N° 35, Echanges Thermiques.
9. ARKER y LEWIS - "Rapid flow transients in closed loops". TID - 7529 (Pt 1) Book 1.
10. REYNOLDS, J.B. - "Local boiling pressure drop" - ANL - 5178.
11. SCHULTZ - Control of Nuclear Reactors and Power Plants.
12. BONILLA - Nuclear Engineering.
13. VERNIER, Ph. - "Flux de Burn-out en régime transitoire de convection naturelle" - RAPPORT TT N° 25.