

1974

08.74.18

CNA/I-1

COMISION NACIONAL DE ENERGIA ATOMICA  
DEPENDIENTE DE LA PRESIDENCIA DE LA NACION

CENTRAL NUCLEAR EN ATUCHA

SEGUIMIENTO DE LAS PRINCIPALES CARACTERISTICAS FISICAS DEL  
REACTOR DE LA CENTRAL NUCLEAR EN ATUCHA

(periodo Marzo-Noviembre 1974)

Ing. Roberto Solanilla

En este informe han colaborado: Ing. Grant en el procesamiento del código TRISIC; Lic. Fink en el análisis de algunos casos procesados con el programa COCAP y el personal del Departamento de Ingeniería de la CNA (Ing. Huber, Ing. Rapoport, Ing. Garcia Arango) en la evaluación de las puestas en marcha de la Central, ciclos de carga y mediciones especiales consignados en este informe.

.....

#### NOTA

Terminada la impresión de este informe y antes del pasaje al estado del 100% de potencia, se encontró un error en la normalización usada en la calibración de los detectores <sup>“4”</sup> de flujo neutrónico, el cual modifica la constante de proporcionalidad empleada en este informe entre el valor medido por el detector y la densidad de potencia correspondiente (Ver Anexo IV).

## SEGUIMIENTO DE LAS PRINCIPALES CARACTERISTICAS FISICAS DEL NUCLEO DE LA CNA

Este informe contiene la variación de los más importantes parámetros físicos del núcleo de la CNA desde el arranque hasta el momento de la detención programada del 1.10.74, cuando totalizaba 101 días equivalentes a plena potencia.

Juntamente con los valores extraídos de la instrumentación nuclear del reactor y procesados por la computadora "on-line" (PRA) se adjuntan algunas magnitudes obtenidas por medio de métodos teóricos de cálculo de reactores de potencia moderador con agua pesada (cálculo externo).

La confrontación cálculo teórico-valores observados, permite establecer los rangos de validez de los métodos de cálculo y consecuentemente apoyar sobre bases confiables el análisis de nuevas condiciones de operación de la Central y de optimización del núcleo.

## I. DEFINICION DE LOS PARAMETROS

a) Reactividad

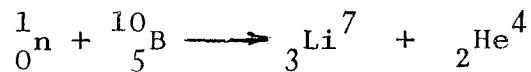
El cálculo de la reactividad disponible del núcleo surge del balance entre los diferentes procesos internos y externos del reactor (ver Manual de Operación, Cap. 2.1.7.).

Llamando:

$\Delta \rho_{\text{barras}}$ : reactividad de los bancos de barras de control extraída de las curvas de calibración con reactor isotérmico  $T = 210^\circ\text{C}$ .

$\chi_T$ : corrección del  $\Delta \rho_{\text{barras}}$  por alejamiento de la temperatura de  $210^\circ\text{C}$ .

$\Delta \rho_{\text{boro}}$ : reactividad asociada al boro diluído homogéneamente en el sistema primario y moderador del reactor, calculada por medio de la eficiencia  $\Gamma_{\text{boro}}$  (medida para  $60^\circ\text{C}$  y  $210^\circ\text{C}$ ) y de la concentración efectiva  $C_e$  de boro, ésta última determinada a partir de la concentración de boro químico (medida) y del balance entre el boro extraído y/o agregado y el consumido por reacción



$\Delta \rho_{\text{mod.}}$ : reactividad por cambio de la temperatura promedio del moderador respecto a un valor nominal  $T_m^\circ$  dada por

$$= \Gamma_{\text{mod}} \times (T_m - T_m^\circ) \begin{cases} > 0 & \text{si } T_m < T_m^\circ \\ < 0 & \text{si } T_m > T_m^\circ \end{cases}$$

Siendo la eficiencia  $\Gamma_{\text{mod.}}$  calculada a partir del  $T_m^\circ$ , concentración de boro y el grado de quemado promedio del núcleo.

$\Delta \rho_{T_{\text{ref}}}$ : idem para el cambio de la temperatura media del refrigerante.

$\Delta \rho_{T_u}$ : idem para el cambio de la temperatura media del combustible.

$\Delta \rho_{\text{D}_2\text{O}}$ : idem para el cambio de la pureza del agua pesada del sistema primario y moderador.

$\Delta \rho_{Xe}$  : idem para el cambio de la concentración del Xenón.

La reactividad del reactor viene dada por:

$$\Delta \rho_{\text{reactor}} = \Delta \rho_{\text{boro}} + \Delta \rho_{\text{barras}} \times \chi_T \pm \Delta \rho_{\text{mod}} \pm \Delta \rho_{\text{ref}} \pm \Delta \rho_{D_2O} \pm \Delta \rho_{Xe}$$

#### b) Densidad lineal de potencia

La máxima densidad lineal de potencia viene calculada a partir de la indicación del valor máximo medido en alguno de los detectores ubicados en el moderador entre los canales de refrigeración.

Se dispone, por cada lanza axial, de seis detectores  $\beta$  de vanadio desplazados 80 cm cada uno, más uno en el plano de cota -9.8 cm. Las seis lanzas axiales están colocadas en el moderador en una zona comprendida entre los radios 314 cm y 1285 cm. Además en el centro del reactor hay dos lanzas axiales cortas con tres detectores ubicados en el plano superior.

Estos detectores fueron calibrados durante el nivel de 30% de potencia y con el banco de barras de control totalmente extraído del núcleo, haciendo coincidir la magnitud observada con la distribución de potencia axial suministrada por el cálculo externo (código TRISIC), con una desviación máxima de -3% (NU21 X136 fuera de servicio).

De esa forma los valores medidos para cualquier otro estado del reactor son relativos a esa distribución teórica.

En el estado del reactor correspondiente a la calibración (30.5% de Potencia Térmica,  $T_m = 217^\circ\text{C}$ ) se tenía:

- $NU_{\text{max}}$  : valor máximo indicado por el detector o de la lanza N7 (NU21 x 124).  
= 73.5% (Valor teórico 72.1%).
- $S_{\text{max}}$  : factor de asimetría axial máximo correspondiente a la lanza 5 (calculado por KOAX).  
= 7.46%.
- $S_{\text{medio}}$  : factor de asimetría axial medio (sumado sobre todas las lanzas disponibles (calculado por KOAX).  
= 5.53%.
- $Fz_{\text{max}}$  : factor de forma axial máximo correspondiente a las

lanzas 5 y 6 o relación entre el valor máximo y medio de la lanza (calculada por KOAX).  
= 1.42.

$Fz_{\text{medio}}$  : factor de forma axial medio de las lanzas (calculado por KOAX).  
= 1.41.

$Fq_{\text{máx}}$  : factor de forma total (máximo/medio en el reactor) correspondiente a la distribución usada para la calibración (provista solamente por el cálculo externo: código TRISIC).  
= 2.742.

K - 17 : coordenada del canal donde se encontraba el máximo de la distribución usada para la calibración (provista solamente por el cálculo externo).

La máxima densidad de potencia que resulta del valor leído por la instrumentación es:

$$\begin{aligned} q'_{\text{NU}} &= NU_{\text{max}} \times q'_{\text{media}} \times f \\ &= 73.5 (\%) \times 216.5 \times 1.15 \\ &= 183 \text{ watts/cm. (+ 3.5 w/cm)} \end{aligned}$$

Siendo:

f : factor de forma en el manojo de los elementos combustibles supuesto igual a 1.15.

$$q'_{\text{medio}} = \frac{1100 \times 0.95 \text{ (MW)} \times 10^6}{530 \text{ cm} \times 36 \times 253} = 216.5 \text{ W/cm}$$

La máxima densidad de potencia en el reactor:

$$\begin{aligned} q'_{\text{max}} &= Fq \times q'_{\text{media}} \times f \times (\% \text{ Potencia}) = 208.2 \text{ Watts/cm} \\ &(+ .8 \text{ w/cm por error en Potencia térmica}). \end{aligned}$$

$$\text{Relación } q'_{\text{max}} / q'_{\text{NU}} = 1.14 *$$

Para cualquier otro detector la densidad lineal de potencia viene dada

$$q'_i = NU_i \times q'_{\text{media}} \times f$$

\*Cuando es provista por TRISIC(núcleo fresco, sin barras) vale 1.35 para detector N7 y 1.52 para detector N6.

$$NU_i = F_i \times (\% \text{ Potencia})$$

Siendo:

$NU_i$  : valor medido por el detector "i".

$F_i$  : factor de forma total correspondiente al detector "i".

La indicación  $NU_i$  permite calcular la densidad de potencia y también el factor de forma total  $F_i$ .

### c) Potencia térmica de los canales de refrigeración

Llamando  $\Delta i_K$  el salto de entalpía entre la entrada y la salida del canal de refrigeración "k" y  $Q_K$  el caudal másico de ese canal la potencia térmica aportada será:

$$P_K = Q_K \times \Delta i_K \quad [ \text{MW} ]$$

El salto de entalpía es medido por medio de las temperaturas leídas de entrada y salida en 28 canales instrumentados y las propiedades del refrigerante correspondiente.

El caudal volumétrico de cada canal fué determinado durante la fase en frío para cada una de los 8 estrangulamientos diferentes que tiene el núcleo. Transformando esos valores, al estado nominal del funcionamiento del núcleo, resultan los siguientes caudales másicos (normalizado a 5901 Kg/s).

TABLA 1

| Tobera N°                    | 1     | 2     | 3     | 4     | 5     | 6     | 7     | 8    |
|------------------------------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|------|
| Caudal máximo medido* [Kg/s] | 33.87 | 29.86 | 28.95 | 24.35 | 19.78 | 16.13 | 12.58 | 9.85 |
| Caudal mínimo medido [Kg/s]  | 32.90 | 29.41 | 28.67 | 23.74 | 19.14 | 15.40 | 11.86 | 8.54 |

\* usado en los programas de la computadora.

La potencia  $P_K$  puede ser calculada también por medio del factor de forma radial o factor de forma del canal "K" ( $F_{rad_K}$ ):

$$P_K = \frac{P}{P_0} \times \text{Frad}_K \times \frac{P_0 \times 0.95}{253}$$

Siendo

$\frac{P}{P_0}$  relación entre potencia térmica presente referida al valor nominal (1100 MW).

0.95 : factor que mide la parte de la potencia térmica debido al calentamiento en el canal de refrigeración.

La potencia térmica  $P$  es calculada por el programa NTHER el cual realiza un balance térmico con la ayuda de las temperaturas y caudales medidos en distintas partes del sistema secundario o (como opción) en el primario (en este caso el error del cálculo es mayor debido a la incertidumbre del caudal del primario evaluado a partir de las curvas características de las bombas en función de la caída total de presión medida).

El valor de  $P$  puede ser también calculado a partir de la instrumentación usada para la regulación y control del reactor. El instrumento YX04 X106 mide la potencia térmica en % del valor nominal a partir de las señales de las cuatro cámaras laterales de flujo neutrónico corregido (o normalizado para régimen estacionario) por la potencia térmica, dada por el salto medido de temperatura a través del núcleo y una constante de proporcionalidad, ajustada para un nivel de potencia conocido por otro procedimiento independiente.

El tercer procedimiento para calcular la potencia  $P$  usa la potencia eléctrica total  $P_e$  y el rendimiento ( $\eta$ ) del ciclo térmico (lado del secundario).

El factor  $\text{Frad}$  es dado en forma separada por dos programas del PRA: STIL y DNB.

El primero calcula  $\text{Frad}$  a partir de la selección del valor máximo  $P_K$  de los 28 canales instrumentados dividiéndolo por la potencia térmica provista por NTHER y afectado con el factor 0.95.

El programa DNB calcula la distribución de potencia térmica en todos los canales del reactor mediante procedimientos de interpolación y extrapolación usando las temperaturas medidas en los canales instrumentados y flujos neutrónicos dados por las lanzas axiales y haciendo omisión de la asimetría azimutal en la distri-

bución de potencia. Finalmente calcula:

$$F_{\text{rad}} = \frac{(\Delta i_{\text{max}} \times Q)_{\text{Max}}}{\sum_{K=1}^{27} f(K) \cdot \Delta i_K \cdot Q_K / 253}$$

$$F_{\text{axial}} = \max_j \left( \frac{\phi_{\text{max}}}{\frac{1}{\Delta} \int_{z1}^{z2} \phi(z) dz} \right) \text{lanza } j$$

Siendo:

$Q_K$  : caudal másico de la tobera del radio "K".

$f(K)$  : número de elementos combustibles en el radio "K".

$$\sum_{k=1}^{27} f(K) = 253$$

$\Delta i_K$  : salto de entalpía en un canal del radio "K".

#### d) Factor DNB

Desde el punto de vista de la integridad física del combustible es imprescindible que la densidad máxima de potencia o flujo calórico máximo no supere el valor denominado flujo crítico a partir del cual el proceso de intercambio de calor entre el combustible y el medio refrigerante es inestable. (Ver Manual de Operación 2.2.5. y figura 1).

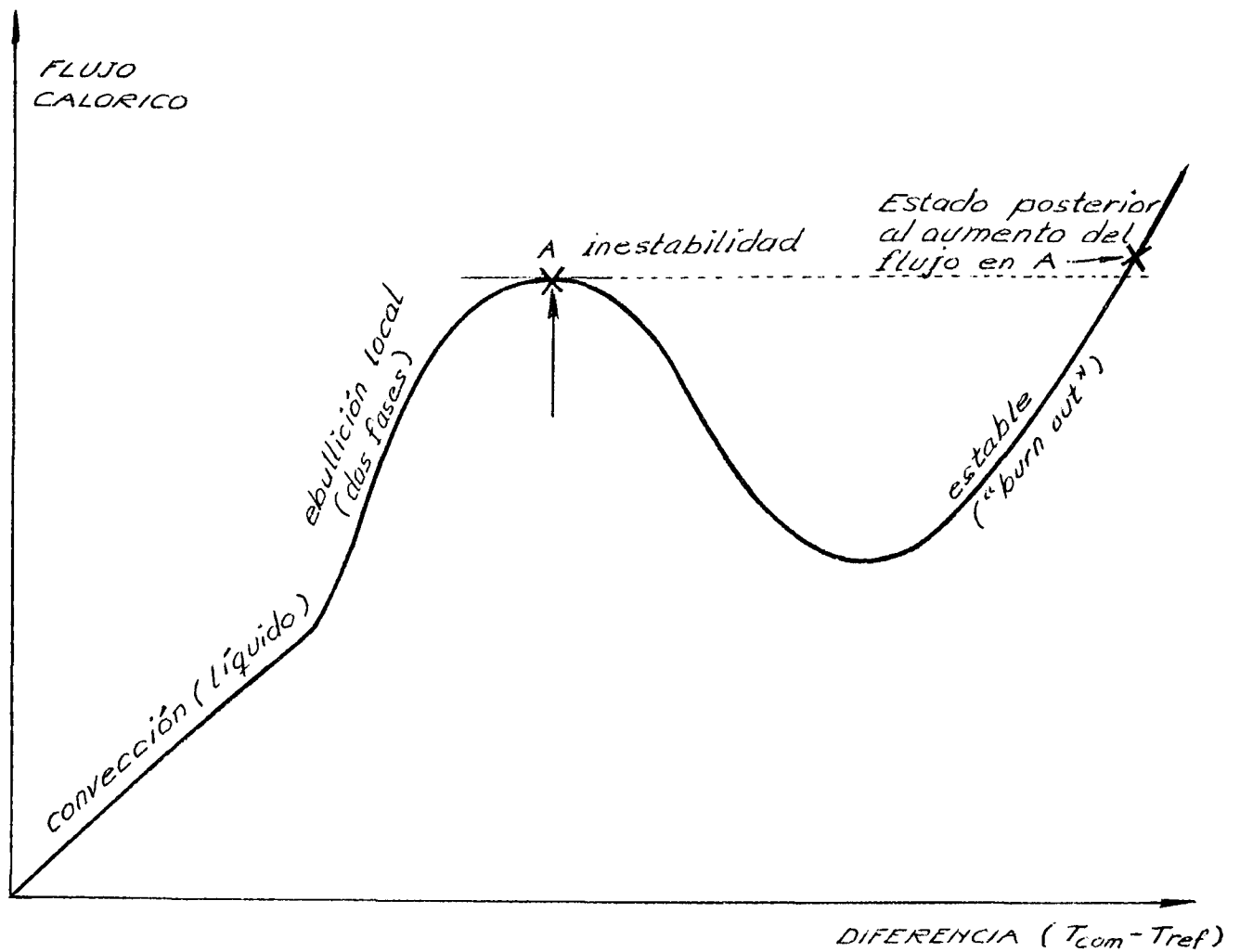


FIGURA 1

La relación entre el flujo calórico presente y el flujo crítico es el factor DNB. El flujo crítico es una función decreciente con el alejamiento de la sección de entrada del refrigerante y su magnitud depende de la presión del refrigerante, diámetro hidráulico, entalpía de entrada y de saturación del refrigerante, título, caudal y flujo calórico. El factor DNB será tanto más pequeño cuanto más alejado de la sección de entrada se encuentre el máximo de densidad de potencia y mayor sea el nivel de potencia térmica. Usando la correlación establecida para fluidos líquidos a presión y el valor de flujo calórico

calculado por medio de los factores de forma, el programa DNB da el factor DNB mínimo y su distribución axial.

## II. CODIGOS USADOS EN EL CALCULO EXTERNO

Los métodos de cálculo de celda usados que definen la reactividad puntual (sin inclusión de la variación de potencia a lo largo del núcleo del reactor) son básicamente similares a los descritos en el Manual de Operación Cap. 21.1.8.: Descripción de CIRCE). Algunas modificaciones fueron introducidas en el tratamiento del espectro de neutrones térmicos (1), evaluación de la autoprotección en la captura resonante y facilidades en el uso del programa de cálculo denominado COCAP (2) (Constantes para el Cálculo de Celdas de Agua Pesada).

COCAP calcula también los parámetros neutrónicos requeridos para el estudio espacial dentro del núcleo efectuado este último por medio del código tridimensional TRISIC (TRI dimensión - Simulation - Code). TRISIC calcula la potencia de cada canal del reactor y reactividad global para cualquier estado del funcionamiento. Los bancos de barras oblicuos son simulados por pequeños tramos verticales. La absorción de las barras de control viene determinada por medio del cálculo de la distancia de extrapolación (3) correspondiente.

El cálculo no considera la absorción de los materiales de estructura ni la de la instrumentación nuclear. Por lo tanto la teoría deberá sobreestimar la reactividad global respecto a la observada en una cantidad similar a la que "vale" en reactividad esos materiales (estimada en alrededor de 5% a 7%).

## III. RESULTADOS

### a) Núcleo sin irradiar. Estado isotérmico

Algunos parámetros fueron medidos en esa fase, tales como:

1) la concentración de boro necesaria para compensar el exceso de reactividad del núcleo denominado Co. 2) Eficiencia del boro, medida en pcm/ppm. 3) Con la combinación de 1) y 2) el exceso de reactividad del núcleo (90).

Esos parámetros pueden ser calculados mediante los métodos de cálculo de celda (reactor puntual) y sirven para normalizar el cálculo. En la tabla 2 se indican esos valores para dos estados del reactor: frío (temperatura igual a 60°C) y caliente (tempera-

tura igual a 210°C) medidos por la empresa SIEMENS y obtenidos mediante el procesamiento del programa COCAP. (Ver anexo 1 para la representación usada).

TABLA 2

| ESTADO                        | FRIO      |                     | CALIENTE |         |
|-------------------------------|-----------|---------------------|----------|---------|
| Pureza D <sub>2</sub> O (%)   | 99.775    |                     | 99.758   |         |
| Co (p.p.m.)                   | MEDIDO    | CALCULO             | MEDIDO   | CALCULO |
|                               | 12.7      | 12.8                | 11.0     | 11.53   |
| ( $\frac{pcm}{ppm}$ )         | -7.3      | -7.04               | -5.7     | -5.72   |
| (% <sub>o</sub> )             | 92.7      | 90.09               | 62.7     | 60.23   |
| (210°) - (60°) % <sub>o</sub> | MEDIDO    | 30% <sub>o</sub>    |          |         |
|                               | calculado | 29.86% <sub>o</sub> |          |         |

Los acuerdos logrados para esas condiciones del reactor son muy satisfactorios.

El coeficiente de temperatura para otros estados isotérmicos del reactor fué medido pero con barras de control parcialmente introducidas.

La representación con COCAP de esos estados no es adecuada y el análisis correcto requerirá el cálculo espacial con TRISIC.

La reactividad asociada a la extracción de un elemento combustible fué medida y calculada con ayuda de COCAP y TRISIC para dos posiciones dentro del reactor.

TABLA 3

| Elemento combustible<br>extraído correspondiente a la posición:                          |           | K 17            | D23*            |
|------------------------------------------------------------------------------------------|-----------|-----------------|-----------------|
| $\Delta \rho \%$                                                                         | Medido    | -1.13           | -0.3            |
|                                                                                          | Calculado | -1.1            | -0.25           |
| $\frac{\Delta F_q}{F_q} \quad \left( \frac{\Delta F_{rad}}{F_{rad}} \right) \dots \dots$ | Calculado | -0.017 (-0.018) | +0.040 (+0.039) |
| $\left( \frac{\Delta F_z}{F_z} \right) \dots \dots$ canal vecino                         | Calculado | -0.0096         | +0.003          |

\* Fué utilizada la simetría 6, que equivale a simular la extracción simultánea de 6 E.C. El valor de  $\Delta \rho$  se refiere a un solo E.C.

Nuevamente los acuerdos logrados son muy buenos. En la tabla 3 se ha indicado la variación de los factores de forma total ( $F_q$ ) y radial ( $F_{rad}$ ) calculado. Dos hechos son a subrayar:

- la extracción del elemento central produce una disminución del valor máximo de potencia normalizada y su desplazamiento al canal vecino.
- cuando se reemplazan seis elementos combustibles colocados a una distancia de alrededor  $3/4$  del radio del núcleo por agua pesada boratada, se observa un crecimiento del valor máximo de potencia normalizada.

La pérdida de reactividad por pasaje de 99.775% a 99.758% de pureza de  $D_2O$  computada por COCAP es de 79 pcm (que corresponde a 467 pcm por cada  $10^{-3}$  de cambio en la pureza de  $D_2O$ ).

En esta fase se calibraron los bancos de barras de control, para distintas combinaciones. No se ha completado todavía el análisis emprendido con el esquema TRISIC - COCAP de las magnitudes medidas. Sin embargo la comparación con los valores calculados en

Erlangen durante la fase del proyecto ATUCHA es válida, pues nuestra metodología de cálculo, como ya fué señalada, no difiere básicamente con la descrita en el Manual de Operaciones.

En la tabla 4 se ha llevado el valor calculado de la anti-reatividad del banco negro (barras 2, 12 y 22 con una inclinación efectiva de 20° correspondiente a la barra N° 2) y del banco gris (8, 18, 28, inclinación 20° correspondiente a la barra 18) y los medidos en esta fase.

TABLA 4

| BANCO              |          | NEGRO | GRIS |
|--------------------|----------|-------|------|
| $\Delta \rho_{\%}$ | Medido   | 19.5  | 11.5 |
|                    | Cálculo* | 16.   | 10.5 |

\* El cálculo fué realizado con una distribución de potencia más uniforme que la correspondiente a núcleo fresco, una temperatura del moderador igual a 180° y 20 subdivisiones de las barras de control. Los dos primeros efectos son compensatorios ((+) por distribución no uniforme y (-) por incremento de  $T_M$ ).

b) Núcleo con potencia - Irradiación hasta 101 días plena carga

Al gráfico 1 se ha llevado los valores actuales computados de la Potencia Térmica (programa NHER), Potencia Eléctrica y los d.p.p. computada por el PRA desde los primeros días de la operación de la CNA hasta el 1° de octubre de 1974. También se indica en el mismo gráfico la pureza del agua pesada determinada por procedimientos físicos.

La diferencia entre los dos métodos de cálculo de la Potencia Térmica fueron importantes para las fases de baja potencia. A partir de la fase del 85% esas diferencias se minimizan.

Los valores obtenidos por balance térmico con magnitudes leídas durante un breve período de tiempo, en donde se mantenía constante la potencia, siempre han estado más cerca de los dados por YX04 X106, que por NHER.

Se observa un leve incremento de la pureza de agua pesada del valor inicial de 99.80% al 99.814% que se tenía al final del

período ( +70 pcm).

En el gráfico 2 se ha representado la reactividad  $\rho$  reactor referida al nivel del 100% de potencia y calculada según I-a para estados con Xe en equilibrio y una temperatura del moderador "efectiva" igual a 180°C. (Suponiendo una variación lineal entre la temperatura de entrada y salida del moderador, la temperatura media leída en la instrumentación o computada por el PRA, es igual a la "efectiva" usada en los cálculos físicos. Es recomendable, de acuerdo a estimaciones realizadas en base a los resultados del reactor MZFR, sumar 10°C al valor medio para obtener el "efectivo").

Fueron usados los coeficientes de reactividad del gráfico 3 (a), 3 (b), 3 (c), para calcular  $\rho$  reactor normalizado al 100%. Para  $\frac{\Delta \rho}{\Delta Xe}$  y  $\frac{\Delta \rho}{\Delta p.p.m}$  se empleó las curvas del Manual de Operación.

Finalmente la reactividad de los bancos fué derivada a partir de los valores determinados en la "fase de potencia cero".

En el gráfico 3 (a) se ha indicado los valores obtenidos por medición de las posiciones críticas correspondientes realizadas en la "fase fría" y durante la operación de la Central (Anexo II).

La mayor fuente de incertidumbre en la determinación del reactor está asociada al cálculo del boro efectivo. Un balance de boro correcto requiere conocer con precisión el boro químico presente y el extraído o el boro natural agregado como así también la cantidad de boro lo quemada durante la irradiación. Mayores dispersiones en  $\rho$  se encuentran cuanto mayor es la concentración de boro (p.ejemplo después de arranques, algunos marcados con una flecha en el gráfico 1). Cuando se alcanzó 101 dpp. la concentración de boro químico era de 0.5-0.70 ppm y la correspondiente al boro efectivo de apenas 0.30-0.36 ppm.

La ganancia en reactividad aportada por el intercambio del combustible de la zona externa (zona IV) por el de la región intermedia (zona II) aparece claramente. Expresada en vida del núcleo resulta del orden de 18 d.p.p. equivalente a un quemado uniforme de 511 MWd/tn UN, coincidente con una estimación anterior (4).

La comparación con TRISIC (sin barras) es buena hasta los 50 dpp. Luego TRISIC subestima  $\rho$  debido a que la distribución de quemado real es más uniforme que la que resulta de TRISIC(sin barra). Próximamente se comparará con el valor de  $\rho$  TRISIC

obtenido de la simulación del funcionamiento del reactor (con representación de las posiciones medias de los bancos de barras y operaciones de intercambio en función de los días a plena potencia que se indican en el anexo III).

La comparación entre el cálculo COCAP (puntual) y TRISIC (espacial) es elocuente de la pérdida en reactividad por distribución no uniforme del quemado en el reactor. Otra comparación se muestra en el gráfico 4, esta vez entre dos cálculos puntuales: con COCAP y el código usado en Erlangen. No hay diferencias apreciables.

El gráfico 5 muestra la distribución de quemado en el reactor para el estado anterior y posterior a las operaciones de intercambio (salida especial del código BRENDI del PRA).

La potencia térmica máxima de canal y la densidad máxima de potencia calculada según I.b.y I.c. están representadas en el gráfico 6. El gráfico 7 muestra la variación de la potencia térmica del reactor en función de los d.p.p.

Los valores de  $P_c$  y  $q'$  calculados por TRISIC (reprocesado en Erlangen para la simulación que se indica en la tabla 5 adjunta) están también representados en el gráfico 6.

TABLA 5

| BU<br>( $\frac{M_{wd}}{Kg}$ ) | d.p.p. | T <sub>MOD.</sub><br>(°C) | POSI-<br>CIONES<br>NEGRAS<br>(cm) | PRO-<br>MEDIO<br>GRISES<br>(cm) | (‰)<br>TRISIC | R1                      | R2   | $\beta$ |
|-------------------------------|--------|---------------------------|-----------------------------------|---------------------------------|---------------|-------------------------|------|---------|
| 0.                            | 0      | 210                       | 103                               | 448                             | 11.15         | 1.12<br>(1.08)          | 1.03 | 1.18    |
| .278                          | 10     | 210                       | 130                               | 448                             | 10.15         | 1.12<br>(1.08)          | 1.03 | 1.19    |
| .834                          | 30     | 210                       | 130                               | 448                             | 20.45         | 1.12<br>(1.08)          | 1.02 | -       |
| 1.056                         | 38     | 210                       | 183                               | 501                             | 17.69         | 1.12<br>(1.08)          | 1.01 | -       |
| 1.39                          | 50     | 200                       | 183                               | 501                             | 15.99         | 1.10<br>(1.06)          | 1.01 | 1.20    |
| 1.67                          | 60     | 200                       | 183                               | 501                             | 11.80         | 1.10<br>(1.06)          | 1.01 | 1.20    |
| 1.81                          | 65     | 200                       | 183                               | 501                             | 9.44          | 1.09<br>(1.05)          | 1.01 | -       |
| 1.95                          | 70     | 200                       | 183                               | 501                             | 6.99          | 1.075<br>(1.04)         | 1.01 | -       |
| 2.22                          | 80     | 200                       | 183                               | 501                             | 7.44          | 1.09<br>(1.03)<br>+1.05 | 1.00 | -       |
| 2.78                          | 100    | 200                       | 183                               | 501                             | 2.24          | 1.03<br>(1.02)<br>+1.07 | 1.02 | -       |

R1:  $\frac{\text{Flujo máximo}}{\text{Flujo en posición N7}}$  (promedio sobre 3 canales vecinos)

Los valores en paréntesis son calculados por el cociente  $\frac{q'_{MAX}}{q'_{N7}}$  y las densidades  $q'$  según 1 (b).

Los valores indicados con + fueron calculados con densidades extraídas directamente de TRISIC.

$$R2: \frac{\text{Potencia máxima canal}}{\text{Potencia canal I-22}}$$

$$\beta: \frac{\text{Flujo neutrónico en moderador}}{\text{Flujo en superficie canal}}$$

La comparación con los valores observados muestra que TRISIC subestima la densidad de potencia (p. ejemplo para 70 d.p.p.  $q'$  calculada con TRISIC es 22% menor) y reproduce correctamente el valor de  $P_c$  (el valor observado tiene un error máximo de 15% debido a los errores en los caudales).

La densidad  $q'$  obtenida de la instrumentación se refiere al flujo en el moderador, mientras que TRISIC calcula el flujo sobre la superficie del canal. La relación entre ambos  $\beta$ , no varía apreciablemente con la irradiación como lo muestra la última columna de la tabla 5.

El canal de máxima potencia lineal  $q'$  o el correspondiente al máximo en  $P_c$  no es coincidente con el que la instrumentación nuclear dentro del reactor detecta. (Factores  $R1$  y  $R2$ ). A medida que el núcleo envejece la distribución es más plana y ambos factores disminuyen. Para 70 d.p.p. la relación es 1.04 y  $R1$  vale 1.0.

El gráfico 8 muestra la variación de la distribución de potencia calculada en función de los d.p.p.

Los valores representados corresponden a estados "no-perturbados" por movimiento brusco de barras (cambio de la temperatura del moderador, variación de la concentración del Xenón, etc.) o por movimiento del combustible.

El gráfico 9 indica la variación de la señal de los detectores N7 y N6, para una operación de extracción (quemado 2629 MWd/tn UN) e introducción (quemado 703 MWd/tn UN) en un canal vecino a una de las sondas (N7). Claramente se observa el incremento en el momento que el canal de refrigeración está completamente lleno con agua pesada llegando la densidad  $q'$  a aumentar 17% para después de que el combustible de bajo quemado ingresó, tomar un valor

de +3% respecto al valor máximo anterior. Las solicitudes en los elementos combustibles es menor que la indicada por la sonda, aproximadamente la mitad del observado por la sonda ubicada entre el canal donde se hizo la perturbación y el canal vecino más solicitado.

Las operaciones de intercambio de combustible de quemado intermedio por otro de muy bajo quemado o eventualmente nuevo, (que corresponde a la zona 2 o zona 3) introducen un incremento en la densidad de potencia lineal del orden de 2.5% y en el breve período que el canal está vacío alcanza un 6% respecto al anterior. Esta situación es la más desfavorable, pues a medida que el quemado de extracción es mayor (o el correspondiente al combustible que ingresa) el cambio en la potencia es menor.

Para todas aquellas operaciones en canales alejados en más de un paso de reticulado de la sonda que detecta el valor máximo de potencia, el incremento en la densidad de potencia es despreciable, tal como lo muestra el comportamiento del valor máximo de la sonda N6.

Otro factor importante para el seguimiento del núcleo es la relación DNB no representados en las figuras. A la tabla 6 se ha llevado los valores del factor DNB mínimo para distintas potencias térmicas nominales.

TABLA 6

| POTENCIA (%) | 70  | 75  | 85  |
|--------------|-----|-----|-----|
| FACTOR DNB   | 4.4 | 3.9 | 3.3 |

El factor DNB mínimo permitido es 1.8, lo que resulta un gran factor de seguridad aún al nivel de 100%.

Los factores de forma  $F_{axial}$  y  $F_{radial}$  calculados por medio del cálculo externo (TRISIC-Erlangen) y de los programas KOAX y DNB del PRA se muestran en el gráfico 10.

La dispersión entre los valores observados y el cálculo externo no supera el 3% para  $F_z$  y 6% para  $F_{rad}$  para 30 d.p.p. y disminuye con el incremento del quemado.

El factor  $Fz^*$  correspondiente al estado "sin barras de control" es calculado de la siguiente forma: (para cuando el Xe está en equilibrio).

$$Fq(H_N, H_G) = Fz_{\text{calc}} \times \left( \frac{Fz_{\text{KOAX}}}{Fz^*} \right) \times F_{\text{rad cálculo}}$$

Siendo:  $Fq(H_N, H_G)$  el factor de forma calculado para núcleo en estado de equilibrio para una dada posición del banco.

$F_{\text{rad cálculo}}(H_N, H_G)$ : factor de forma calculado para estado en equilibrio para una dada posición del banco.

$Fz_{\text{cálculo}}$ : factor de forma para el estado "sin barra", correspondiente al núcleo en equilibrio ( $=1.22$ ).

$Fz_{\text{KOAX}}(H_N, H_G, B_u)$ : factor de forma axial calculado por KOAX para la distribución axial real correspondiente a una dada posición de barras y estado en quemado  $B_u$ .

Las líneas  $Fq = \text{cte}$  del diagrama fueron calculadas por intermedio de TRISIC y verificadas para la etapa del 30% y 70% de potencia ( $B_u = 400 \text{ MWd/tn UN}$ ), excepto en la región

$$H_G < 350 \quad 0 < H_N < 300$$

donde las líneas teóricas sobreestiman  $Fq$  en particular para  $H_N < 100 \text{ cm}$ , debido a las aproximaciones usadas en el cálculo para tratar la inserción de las barras de control en el reflector superior.

El valor de  $Fz^*(B_u)$  está representado en el gráfico 11. El comportamiento de  $Fz^*(B_u)$  función de los d.p.p. es similar al que la teoría (TRISIC) muestra, lo que verificaría, indirectamente, la validez del cálculo de las líneas  $Fq = \text{cte}$ .

La relación:

$$\frac{Fz_{\text{KOAX}}}{Fz^*}$$

mide el efecto del banco de barra en la distribución axial. La

inserción del banco produce por el contrario un efecto de aplamamiento en la distribución radial. Por ejemplo, para 70 d.p.p. de tiene ( $F_{rad}$ , sin barras = 1.65)

$$\frac{F_{z\text{ KOAX}}}{F_{z*}} = 1.15 \qquad \frac{F_{rad(DNB)}}{F_{rad(sin\ barra)}} = 0.909$$

de forma que  $F_{q(sin\ barra)} \approx F_{q(con\ barra)}$  pero con distribuciones diferentes ("sin barra", la potencia máxima está en el canal central, mientras que para "barras adentro" se traslada al canal J-22).

## CONCLUSIONES

De este primer análisis comparativo surge:

- La aptitud del cálculo teórico para reproducir los principales parámetros del núcleo de la central CNA.
- La posibilidad de seguir el comportamiento de las características del núcleo de la CNA, que incluye la gestión del combustible en el reactor, mediante la instrumentación "in-core" existente, ayudada por el cálculo externo paralelo.

La CNEA dispone de las baterías de códigos necesaria para realizar el cálculo externo paralelo gracias a un esfuerzo sostenido desde hace unos años antes de la operación de la Central.

Es aconsejable un contacto estrecho entre el personal del Dpto. Ingeniería de la Central y el que procesa los códigos del cálculo externo.

### c) Análisis de algunos arranques y ciclo de carga

Con la ayuda de los programas del PRA se han realizado dos arranques típicos y un ciclo de carga de la Central en el período considerado.

Los arranques elegidos corresponden al 23 de julio de 1974 (56. dpp) al 11 de septiembre de 1974 (85 dpp). En ambos casos se ha llevado la potencia al 85% de la potencia nominal. La principal diferencia radica en el empleo del boro para acelerar el

incremento de potencia.

Los gráficos 12 muestran la variación de los principales parámetros para el arranque sin empleo de boro del 23 de julio mientras que los gráficos 13 corresponden al último arranque con la introducción de 1.75 ppm de boro.

Resulta evidente del análisis de las curvas que el agregado de boro permite limitar la introducción del banco de barras negras consiguiéndose de esa forma una distribución de potencia (o un valor de  $F_q$  "medido" por la señal NU) que es compatible con el nivel de alta potencia. El valor máximo de NU, no supera en este caso 200% (que corresponden a  $q'_{NU} = 497 \text{ W/cm}$ ) mientras que en el otro arranque la extracción del banco negro va lentamente incrementado el valor de NU normalizado de forma que solamente cuando la inserción del banco negro es menor que 270 cm es posible pasar al nivel máximo de 85%. ( $NU < 220\%$  o sea  $q'_{NU} < 550 \text{ W/cm}$ ).

Las ventajas del empleo del boro se mide comparando las 23 h. 30' que necesitó el arranque del 23 de julio para alcanzar el nivel del 85% (sin superar el valor máximo de  $NU = 220\%$ ) con las 2 h 36' requeridas en el arranque del 11 de septiembre. En este último caso la concentración de boro agregada puede ser menor como lo muestra la inserción máxima inferior a 270 cm.

Esta ventaja debe ser confrontada con la duración de las resinas para desborar y el costo de la regeneración.

A título de ejemplo, suponiendo: contenido de boro para saturación igual a 5 Kg, agregado de boro por operación igual a 1.5 ppm y tiempo de extracción igual a 10 horas, resulta una duración correspondiente a "n" operaciones:

$$"n" = \frac{5.000 \text{ gr}}{1.5 \left[ \frac{\text{gr}}{\text{tn}} \right] \times 22, \left[ \frac{\text{tn}}{\text{h}} \right] \times 10 \text{ [h]}} = 13 \text{ operaciones.}$$

Admitiendo 10 regeneraciones y omitiendo la pequeña pérdida de agua pesada por regeneración tendremos que el costo por arranque será:

$$\begin{aligned} & 6741 [\text{DM}] \times 500 \left[ \frac{\$}{\text{DM}} \right] \left( \begin{array}{l} \text{costo} \\ \text{resina} \\ \text{nueva} \end{array} \right) + 60 [\text{Kg}] \times 37.50 [\text{DM}] \times 500 \left[ \frac{\$}{\text{DM}} \right] \times 10 \left( \begin{array}{l} \text{costo por} \\ \text{regenerac.} \end{array} \right) \\ & \hline & \qquad \qquad \qquad 13 \times 10 \\ & = 0.026 \times 10^6 + 0.0865 \times 10^6 = 0.112 \times 10^6 \$ \end{aligned}$$

Esta cifra ha de compararse con el "plus" de energía generada evaluada en:

$$17 \frac{\$}{\text{KWh}} \times 20 \text{ h} \times 312000 \text{ KW} = 106 \times 10^6 \$$$

El ciclo de carga 85% - 65% (25 h) 85% en potencia térmica o 280 MWe-20 MWe - 280 MWe que representa una reducción del 76% en la potencia térmica y 71% en la eléctrica realizada el día 29-30 Septiembre está representado en el gráfico 14.

Las barras de control se desplazan desde la línea  $\Delta \beta_0 = 12\%$  hasta la correspondiente a  $\Delta \beta = 5.5\%$  en las primeras horas después del descenso de la potencia, para luego ir lentamente a tomar la posición inicial. Cuando la potencia sube las barras se introducen superando la línea  $\Delta \beta_0 = \text{cte}$  inicial. Cuando la potencia sube las barras se introducen superando la línea  $\Delta \beta_0 = \text{cte}$  inicial, para finalmente en forma lenta alcanzar las mismas condiciones iniciales. Los valores de  $\Delta \beta$  calculados para cada inserción por medio de las curvas de calibración de las barras y por alejamiento de la T moderador difieren de los calculados por medio del programa KUXE del PRA. Las razones son las que se apuntaron en los informes presentados a las reuniones del Comité Ad-Hoc (Mayor asimetría axial,  $-S > 10$ , menor eficiencia del banco Negro).

El incremento de la temperatura del moderador en la fase del incremento de la potencia térmica permite mantener la inserción del banco en un valor menor que 200 cm.

El análisis de este ciclo se efectúa en dos etapas:

- Fase de baja potencia

En esta fase las barras se extraen del núcleo. La posición final dependerá del punto inicial ( $\Delta \beta_0$ ) y del salto de potencia. Para el salto de 76% la variación fue de  $6.6\%$ . No hay problemas con los valores de máxima potencia lineal, máxima potencia del canal y mínimo factor DNB, pues en todos los casos no superan los límites de seguridad.

- Fase de crecimiento de la potencia

El quemado del Xenón por aumento de la potencia térmica produce una rápida inserción del banco de barras que traslada el punto de trabajo hacia las líneas  $\Delta \beta > \Delta \beta_0$

El incremento de la temperatura del moderador y el creci-

miento lento de la potencia térmica (acá también es aconsejable el agregado de boro) aseguran que la máxima inserción no supere los valores permisibles de forma que los valores de densidad de potencia (o valor NU), potencia de canal y factor DNB se encuentren dentro de los límites de seguridad.

El análisis de este ciclo (como también todos los realizados en el período en consideración) recomienda un modo de operación en ciclo diferente para conseguir una óptima utilización del uranio.

En efecto, recordando que la reactividad de reserva  $\Delta \rho_0$  está relacionada con el quemado medio de extracción (en un caso idealizado la relación es simplemente

$$\Delta \rho_0 = \int_0^{\text{Bu extracción}} \rho(\text{Bu}) d(\text{Bu})$$

El valor de  $\Delta \rho_0$  viene determinado por el salto de potencia térmica de forma que cuando se alcanza el "pico del Xenón" existe una pequeña reactividad de reserva para el control del reactor. El valor de diseño de  $\Delta \rho_0$  es de 11‰ y la reserva, para el momento del "pico del Xenón" cuando el salto es de 60% es de aproximadamente:  $11 - 9.5 = 1.5\text{‰}$ . Si  $\Delta \rho_0$  disminuye el quemado medio de extracción del uranio aumenta. Esta posibilidad es real si se observa que el rendimiento de la planta es función de la temperatura del agua de alimentación. Normalmente esta temperatura es del orden 110°C, eliminando la recuperación por las extracciones de vapor esta temperatura baja a menos de 60°C. El rendimiento de la planta desciende en ese caso 8.5%/‰ permitiendo, para la misma potencia eléctrica, aumentar la potencia térmica, es decir, disminuir el  $(\Delta \rho)_{\text{Xenón}}$  y ganar reactividad por enfriamiento del moderador (incremento del  $\Delta \rho_0$ ). Superando el máximo de  $(\Delta \rho)_{\text{Xenón}}$  se puede volver al estado normal. Estimaciones preliminares muestran que el ciclo 312 MW-174 MWe-317 MWe que requiere un  $\Delta \rho_0 \sim 11\text{‰}$  puede, mediante el enfriamiento del agua de alimentación, ser realizado con un valor de  $\Delta \rho_0$  no superior a 7‰ a 8‰. En ese caso el costo por combustible puede ser disminuido en 6% a 7% permitiendo una ganancia anual equivalente a 3-4 días de generación.

## CONCLUSION

- Es recomendable el uso del boro para acelerar el estado de servicio normal de la Central después de una detención o ciclo de carga.
- Mediante el enfriamiento del agua de alimentación en el período de extracción de las barras de control durante un ciclo de carga, será posible disminuir la reactividad de reserva, y consiguientemente, aumentar el quemado de extracción del combustible.

A N E X O I

Los cálculos con el código COCAP fueron realizados con la siguiente representación:

- Número de anillos concéntricos 9 (4 para el manejo de combustible) con 14.281 cm para radio celda.
- T. de T en el moderador y cálculo con ESE (modelo secundario para evaluar el espectro térmico).
- $q'_{\text{medio}} = 216.5 \text{ W/cm.}$
- $T_{\text{refrigerante}} = 280^{\circ}\text{C.}$
- Espesor efectivo de tubo = 0.2 cm.
- Número de barritas por anillo en el manojo:
 

|          |             |
|----------|-------------|
| anillo 1 | 1 barrita   |
| anillo 2 | 6 barritas  |
| anillo 3 | 12 barritas |
| anillo 4 | 17 barritas |
- Concentración de boro en el combustible  $10^{-6} = 1 \text{ ppm.}$
- Uso de la opción "Dancoff" para evaluar la superficie efectiva en cada anillo usada en la fórmula de la captura resonante.

Algunos de los resultados conseguidos con COCAP fueron mostrados en varios gráficos. Respecto a la producción de Plutonio son presentados en la figura A1.

## A N E X O    II

En el período de detención del reactor entre el 2.8.74 hasta el 8.8.74 se realizaron en la fase "fría" mediciones de las posiciones críticas del reactor.

### Estado antes del corte del reactor:

- Quemado 1787 MWd/tn UN (62.7 d.p.p.).
- Boro efectivo 1.92 ppm.
- $\rho_{\text{barras}} = 12.45\%$ .
- $T_{\text{Mod}} = 178^{\circ}\text{C}$ .
- Potencia = 85% (26.6% por Xenón).

La reactividad que le corresponde al estado isotérmico de  $180^{\circ}\text{C}$  (sin potencia) fué:

$$\rho_o = 51\%$$

### 1) $60^{\circ}\text{C}$ isotérmico 4.02 ppm boro efectivo. Banco insertado 437 cm

La lectura de la inserción del banco debe corregirse por efecto de temperatura (gráfico A-II), resultando 400 cm y una efectividad de  $35\%$ .

El balance da:

$$\rho_1 = 35 + 29.51 \text{ (por boro)} = 64.5\%$$

Adoptando 1.5% para pasar de  $20^{\circ}\text{C}$  a  $60^{\circ}\text{C}$  resulta:

$$\rho(180^{\circ}\text{C} \rightarrow 20^{\circ}\text{C}) = 15\%$$

### 2) $60^{\circ}\text{C}$ isotérmico, 35 ppm boro efectivo. Banco insertado 449 cm

La corrección de la lectura da: 416 cm (39.5%).

$$\text{Luego } \rho_2(60^{\circ}) = 39.5 + 25.7 \text{ (por boro)} = 65.2\%$$

La diferencia con el estado anterior es de  $+0.7\%$ , de esa forma se confirma las hipótesis que condujeron al valor anterior.

3) 220°C isotérmico, 3.5 ppm boro efectivo. Banco insertado  
385 cmcm

El pasaje entre estado frío y caliente donde midió criticidad se realizó rápidamente. No es posible en esas condiciones definir una temperatura en equilibrio para efectuar la corrección por temperatura diferente a la usada en la calibración de las posiciones de las barras. Adoptando la temperatura de 180° resulta:

$$385 \text{ cm} \Rightarrow 365 \text{ cm (30\%)}_0$$

$$y \quad \mathcal{S}_3 (220^\circ\text{C}) = 30\%_0 (\text{Banco}) + 20.23\%_0 (\text{boro}) = 50.2\%_0$$

$$\Delta \mathcal{S} (180^\circ \Rightarrow 220^\circ) = - 0.8\%_0$$

$$\frac{\Delta \mathcal{S}}{\Delta T_m} = - 2.0 \text{ pcm}/^\circ\text{C}$$

4) Durante la detención programada (octubre-noviembre) de la Central se ha verificado el valor de indicación para cuando las barras están totalmente extraídas en condición de reactor frío (40°C), resultando un valor promedio de (sobre 23 barras):

$$134 \text{ cm} \pm 10.2 \text{ cm}$$

La hipótesis que permitió el trazado del diagrama A-II es, entonces, correcta.

### A N E X O    III

La gráfica A-III resume posiciones promedias de los bancos de barras y temperatura moderador en función de los d.p.p. para estados con Xe-equilibrio.

La tabla A-III que se adjunta sintetiza la simulación (simetría 3) de las operaciones de intercambio.

TABLA A-III

| Nº | Día  | Hora | d.p.p. | Operación                    | N(cm) | G(cm) | T <sub>Mod</sub> | %P   |
|----|------|------|--------|------------------------------|-------|-------|------------------|------|
| 1  | 15.8 | 8.50 | 67.8   | P16 $\rightleftharpoons$ R28 | 202   | 469   | 180              | 75   |
| 2  | 17.8 | 8.50 | 69.3   | P18 $\rightleftharpoons$ M33 | 202   | 469   | 180              | 75   |
| 3  | 20.8 | 8.34 | 71.5   | P24 $\rightleftharpoons$ T12 | 186   | 434   | 180              | 76   |
| 4  | 21.8 | 9.03 | 72.3   | O23 $\rightleftharpoons$ T22 | 203   | 491   | 180.5            | 75   |
| 5  | 23.8 | 9.14 | 73.7   | P14 $\rightleftharpoons$ S25 | 197   | 493   | 180.5            | 74.5 |
| 6  | 25.8 | 9.0  | 75.2   | L26 $\rightleftharpoons$ K33 | 197   | 478   | 180.5            | 75   |
| 7  | 27.8 | 8.30 | 76.7   | P20 $\rightleftharpoons$ N32 | 198   | 483   | 180.5            | 74.5 |
| 8  | 2.9  | 9.0  | 81.3   | K27 $\rightleftharpoons$ Q29 | 201   | 450   | 214              | 74.5 |
| 9  | 6.9  | 8.20 | 82.1   | P22 $\rightleftharpoons$ T20 | 206   | 481   | 182.5            | 84   |
| 10 | 7.9  | 7.0  | 82.8   | Q17 $\rightleftharpoons$ T14 | 199   | 474   | 179              | 83   |
| 11 | 8.9  | 7.0  | 83.4   | N26 $\rightleftharpoons$ T16 | 186   | 446   | 179              | 84   |
| 12 | 9.9  | 7.0  | 84.6   | O25 $\rightleftharpoons$ Q31 | 187   | 461   | 213              | 84   |
| 13 | 12.9 | 9.0  | 85.2   | Q19 $\rightleftharpoons$ P30 | 185   | 464   | 179              | 89.0 |
| 14 | 13.9 | 8.31 | 86     | Q15 $\rightleftharpoons$ T18 | 184   | 452   | 180              | 84.4 |
| 15 | 17.9 | 9.2  | 89.3   | M27 $\rightleftharpoons$ S23 | 186   | 447   | 180              | 84.8 |
| 16 | 18.9 | 8.50 | 90.8   | P24 $\rightleftharpoons$ S11 | 200   | 480   | 180              | 84.0 |
| 17 | 19.9 | 8.31 | 91.7   | Q21 $\rightleftharpoons$ L32 | 197   | 465   | 180              | 85.3 |
| 18 | 20.9 | 9.0  | 92.6   | Q13 $\rightleftharpoons$ R26 | 189   | 459   | 180              | 85.6 |
| 19 | 22.9 | 9.27 | 94.3   | L28 $\rightleftharpoons$ M31 | 199   | 441   | 180              | 84.8 |
| 20 | 23.9 | 9.10 | 95.2   | Q23 $\rightleftharpoons$ Q27 | 203   | 464   | 180              | 84.2 |
| 21 | 25.9 | 9.0  | 96.8   | K29 $\rightleftharpoons$ S21 | 201   | 459   | 180              | 83.3 |

Las primeras operaciones de recambio del combustible recomendadas se indican a continuación:

027  $\rightleftharpoons$  L20, R18  $\rightleftharpoons$  N16, R14  $\rightleftharpoons$  K23, N28  $\rightleftharpoons$  M21,  
L30  $\rightleftharpoons$  O15, R16  $\rightleftharpoons$  K21.

En la gráfica A-III (2) se representan las operaciones en función de los d.p.p.

La información presentada en este Anexo es la requerida para procesar TRISIC.

REFERENCIAS BIBLIOGRAFICAS

- [1] Solanilla R. "Use of the Secondary Model for the Thermal Neutron Energy Spectrum in a Heterogeneous Caltice Cell"  
Report Siemens interno (1970).
  
- [2] Descripción sintética de COCAP ver Informe CNEA - Re - 92 (1974).
  
- [3] Solanilla R. "Heterogeneous parameters for annular control rod using collision probability method"  
Report Siemens interno (1970).
  
- [4] Grant C., Solanilla R. "Cálculos físicos de la CNA con el código TRISIC"  
Informe CNEA - Re - 65 (1972).

# A N E X O IV

La calibración de los detectores fué realizada haciendo coincidir la indicación de la instrumentación con los valores calculados para un estado del reactor en donde la teoría es bastante segura. Es necesario, además, normalizar el máximo con el nivel de potencia en el momento de la calibración. Debido a un error de interpretación, el personal que calibró los detectores usó una relación equivocada (en aproximadamente +17%) entre la máxima densidad de potencia en el detector [ $w/cm$ ] y la potencia térmica del reactor. La corrección a efectuar es:

$$1.17 = \frac{1.7934 \frac{MW \times 10^{-2}}{cm} \text{ (valor usado)}}{1.527 \frac{MW \times 10^{-2}}{cm} \text{ (valor correcto)}}$$

Por lo tanto, la relación entre  $q'_{NU}$  y la indicación NU es:

$$q'_{NU} = 2.12 \times NU$$

En lugar de

$$q'_{NU} = 2.49 \times NU$$

Esta corrección, que está en la dirección apuntada al pie de la hoja 4, permite un acuerdo mejor entre el valor  $q'_{NU}$  y el provisto por TRISIC (gráfico 6). Por ejemplo, para 100 d.p.p. la desviación es:  $\frac{555}{440} - 1.17 = 1.09$ .

La desviación será menor del 9% si se corrige por variación de  $\Sigma_f$  (El detector mide flujo neutrónico y el cálculo de la densidad de potencia requiere evaluar la sección eficaz de fisión a lo largo del canal, la cual varía de acuerdo a la distribución de quemado). La tabla IV que se adjunta indica que la máxima desviación puede ser  $< |5\%|$

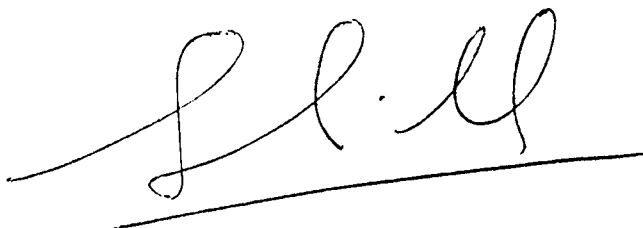
TABLA A-IV

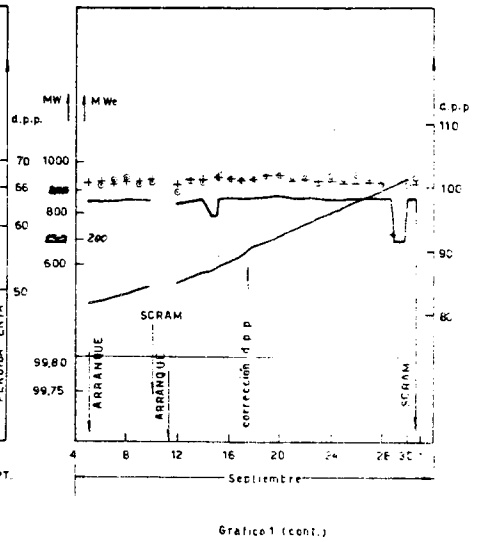
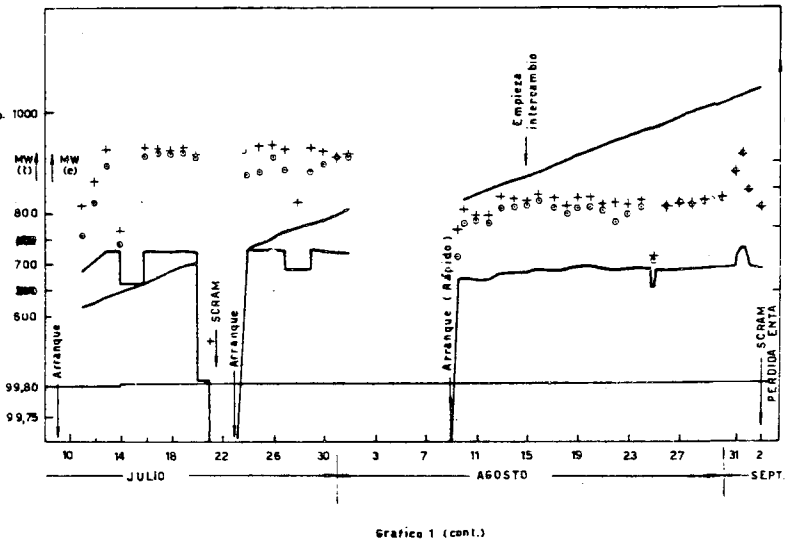
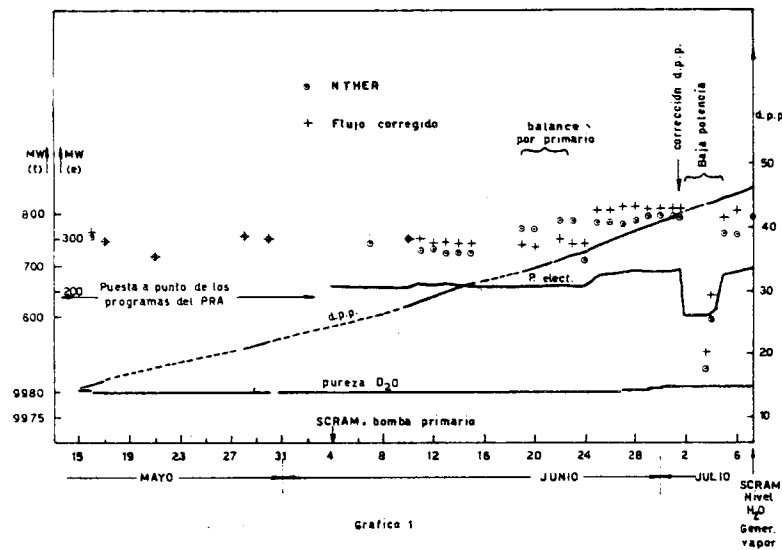
| BU<br>MWd/Kg                       | 0  | 500  | 1800 | 2000 | 3000 | 4000 | 6000 | 8000  |
|------------------------------------|----|------|------|------|------|------|------|-------|
| $\frac{\Sigma_f(Bu)}{\Sigma_f(0)}$ | 1. | 1.01 | 1.03 | 1.04 | 1.05 | 1.03 | 1.00 | 0.975 |

Con esta nueva relación la máxima indicación NU permitida será:

$$\frac{600}{1.07 \times 2.12} = \underline{\underline{264\%}}$$

Lo que muestra que el nivel del 100% de potencia se alcanza sin sobrepasar la densidad máxima de 510 w/cm (NU  $\approx$  225%) (ver gráfica 6) disponiéndose, en ese caso, de una reserva de alrededor de 15% (que podrá ser utilizada para un incremento de potencia nominal del reactor en esa misma relación, o <sup>(y)</sup> para pasar a un nuevo esquema de recambio del combustible (p.e. "in-out") que permita aumentar el quemado de extracción.

A handwritten signature in dark ink, consisting of stylized cursive letters, is written above a single horizontal line.



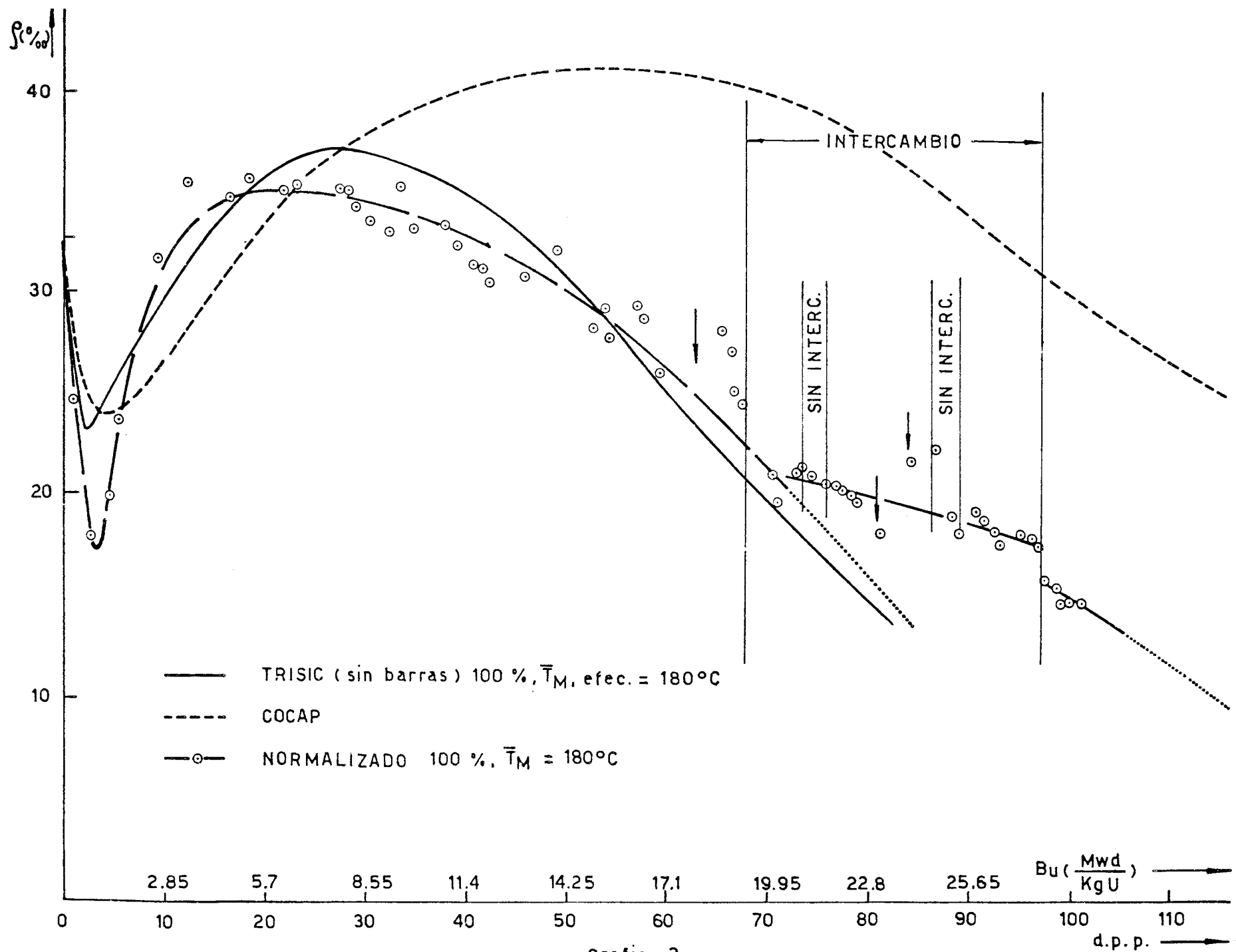


Grafico 2

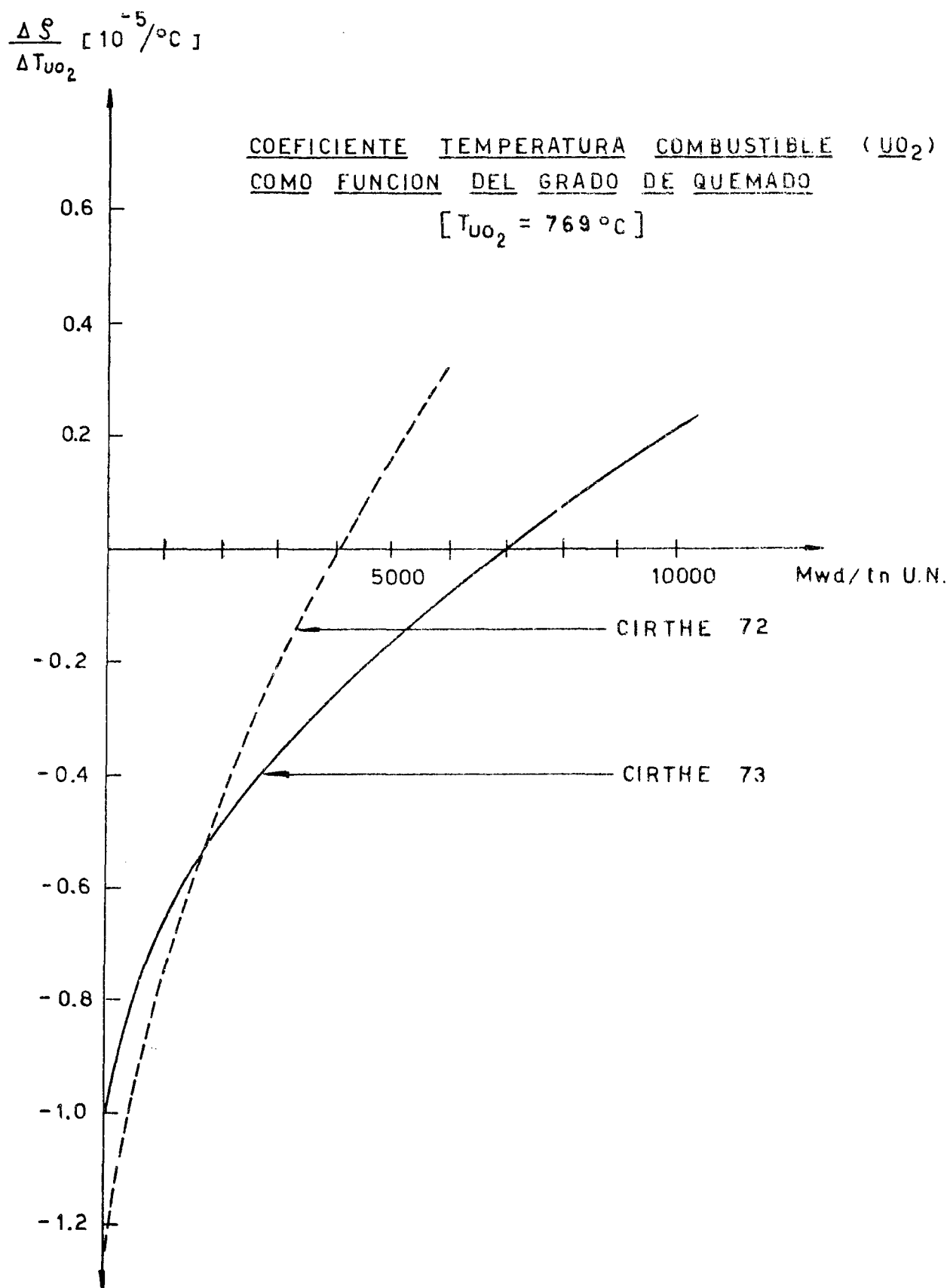


Grafico 3 (a)

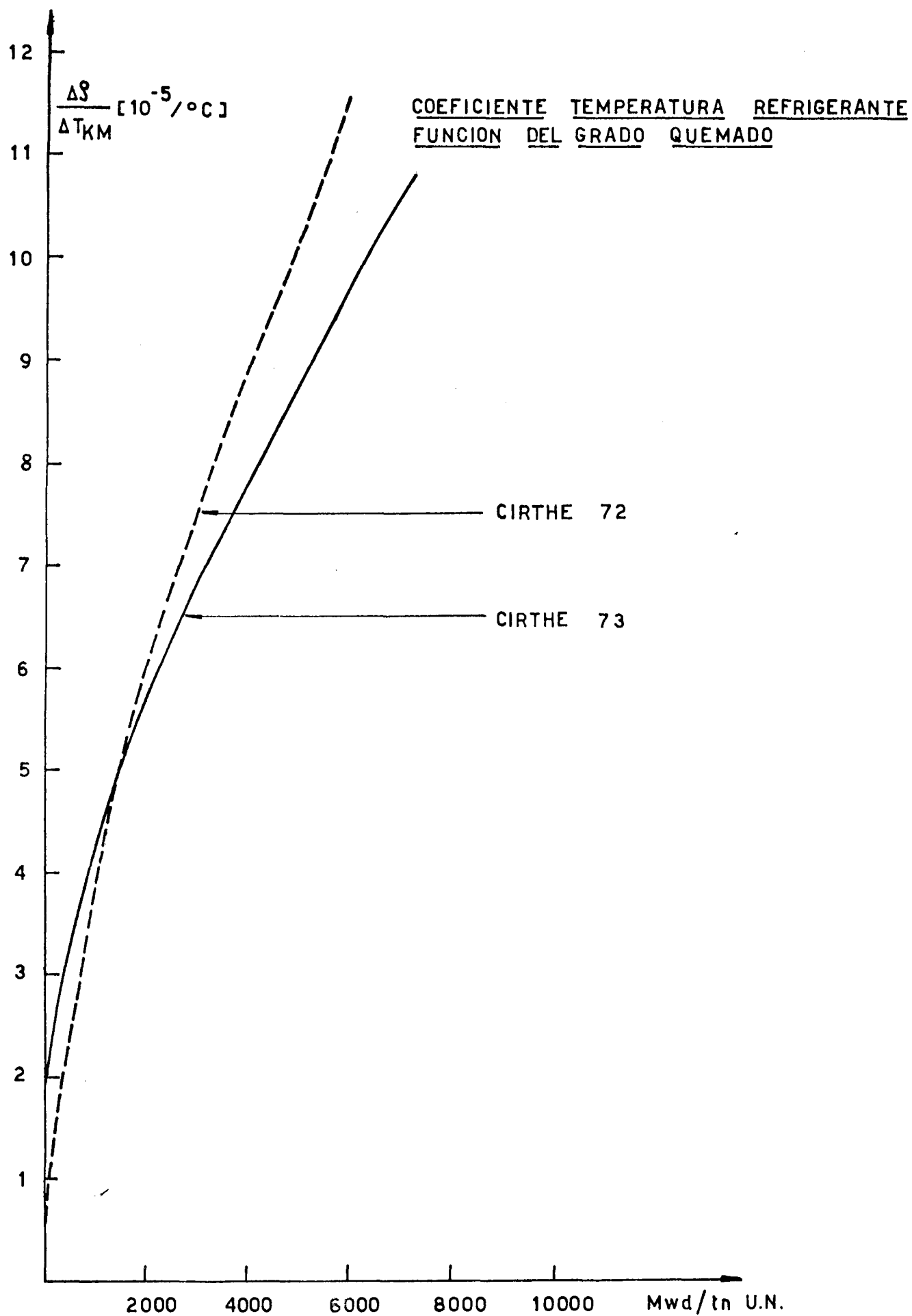
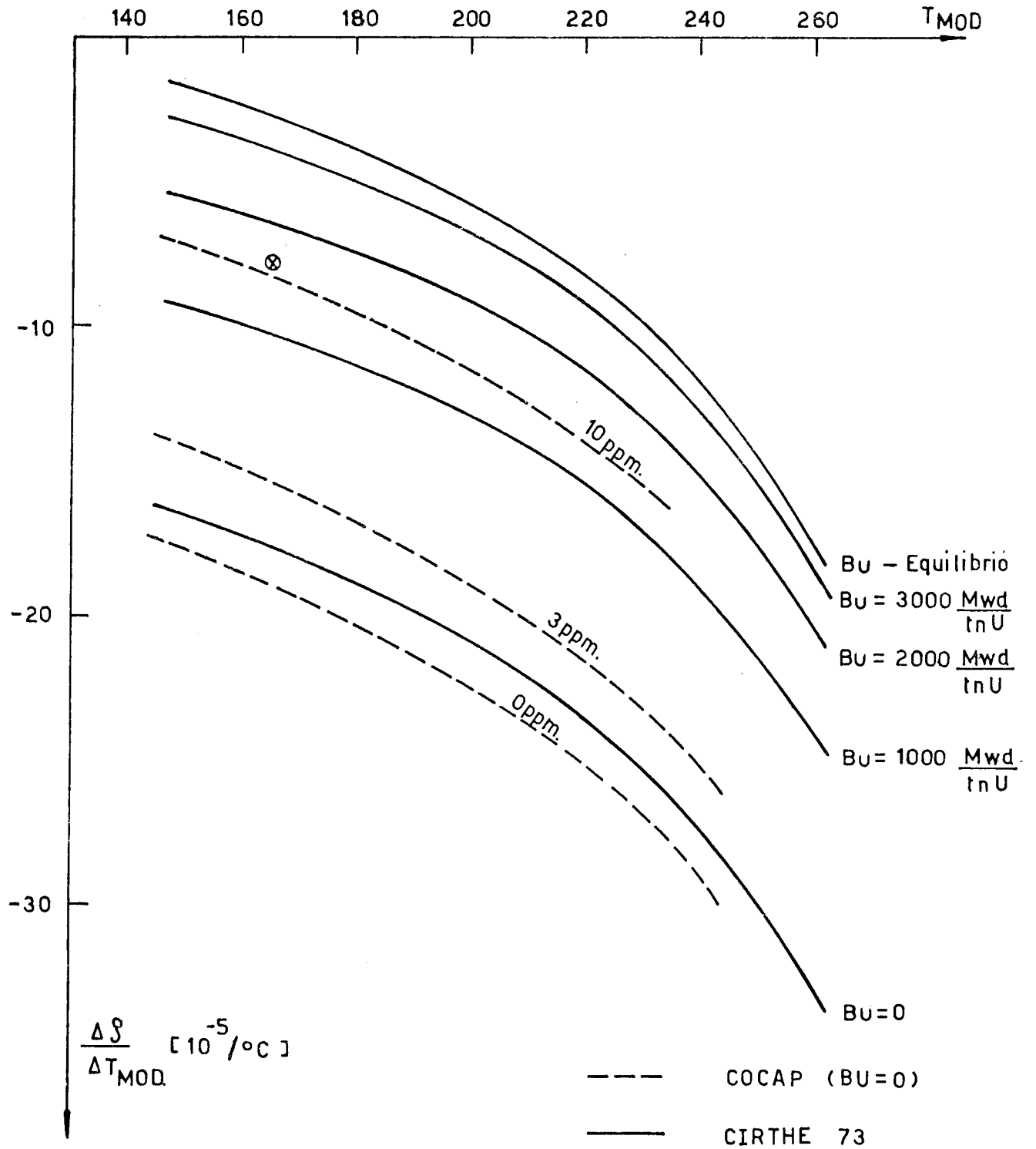


Grafico 3 (b)

COEFICIENTE   TEMPERATURA   MODERADOR  
FUNCION DEL   GRADO   DE QUEMADO



$\otimes$  Extraído a partir de las posiciones de las barras de control para  $\bar{BU} \sim 2700 \text{ Mwd} / \text{tnU}$  y  $\sim 0.8 \text{ ppm}$  de boro efectivo.

Grafico 3 (c)

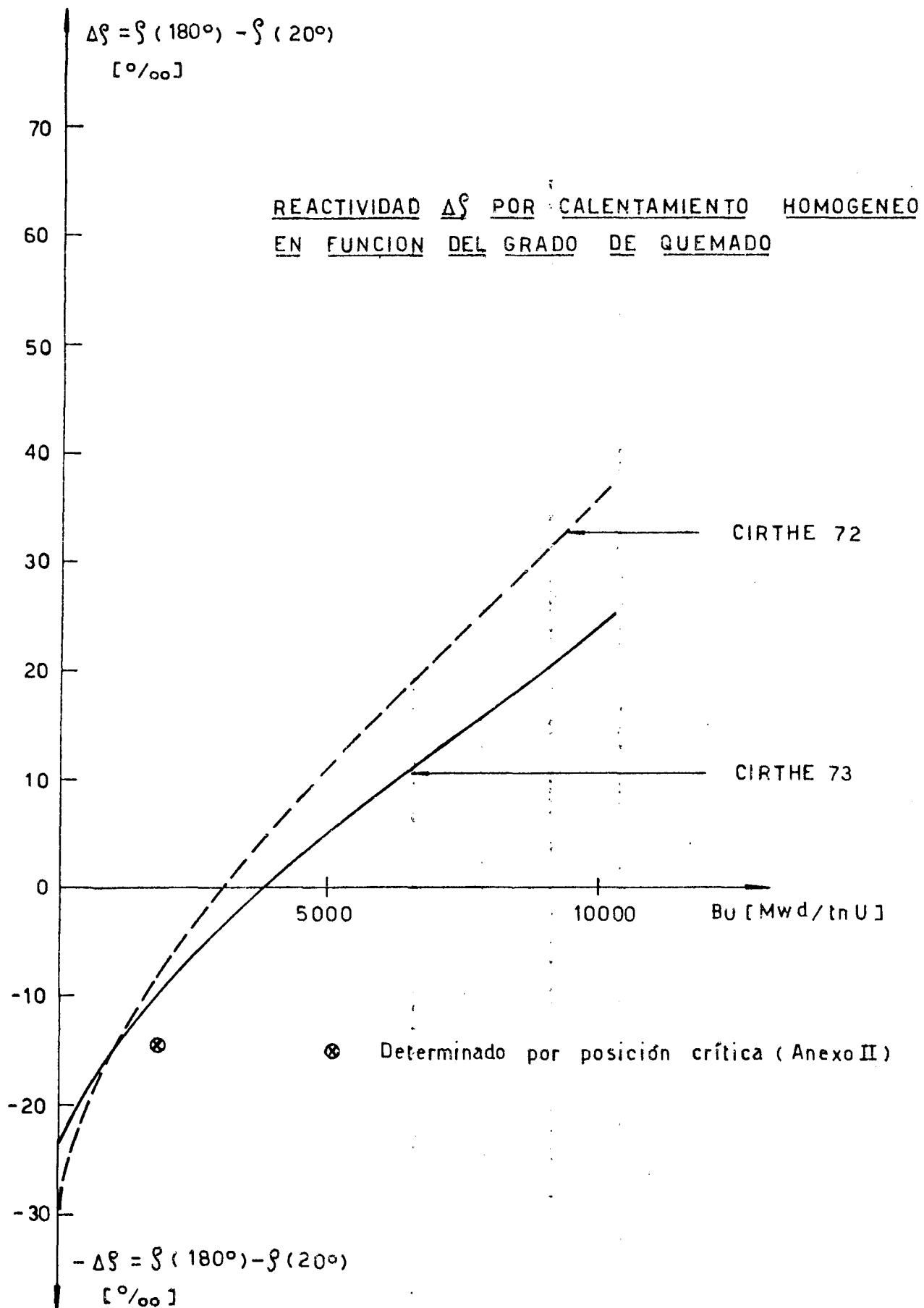


Grafico . 3(d)

REACTIVIDAD  $\rho$  FUNCION GRADO DE QUEMADO

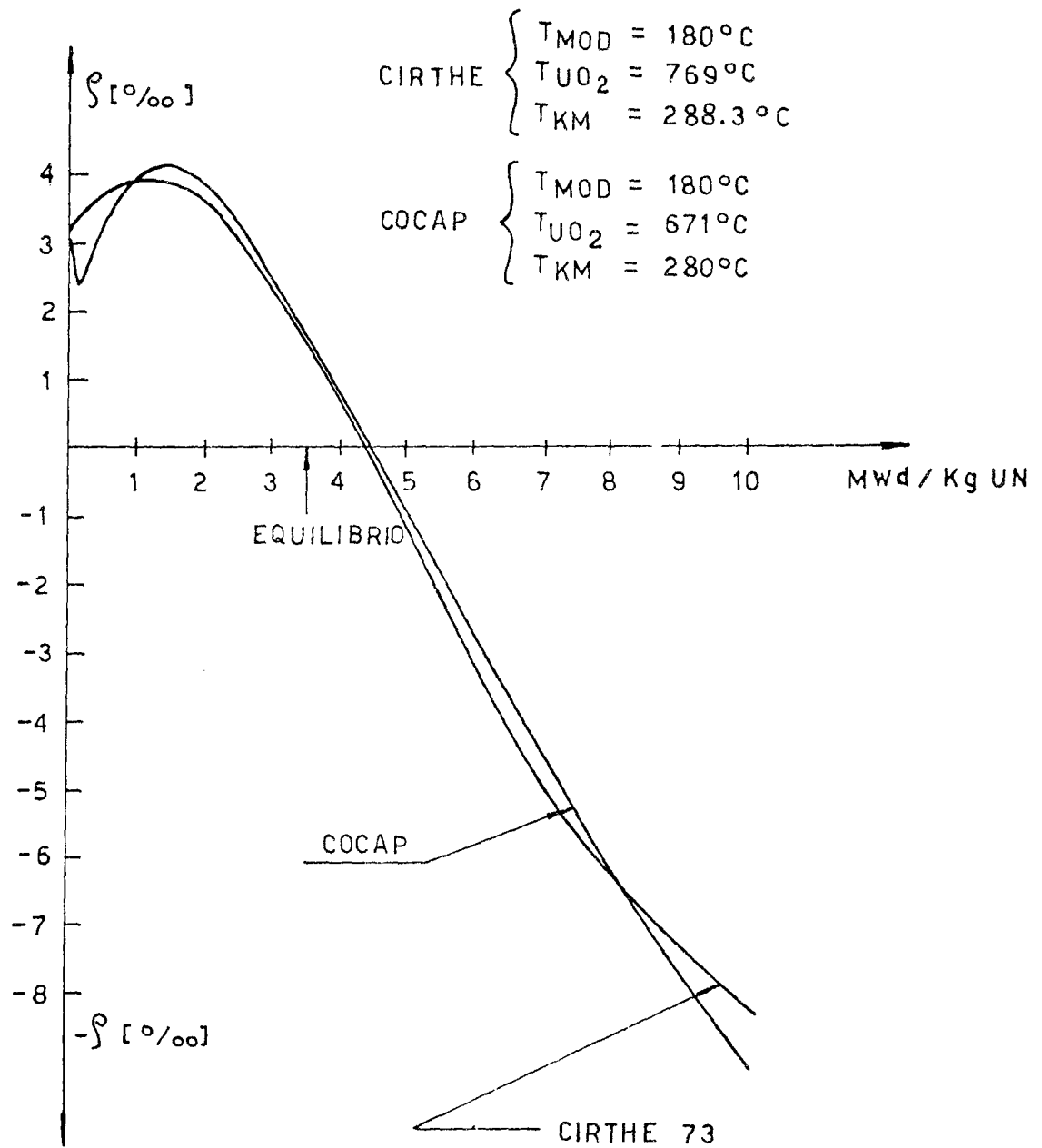
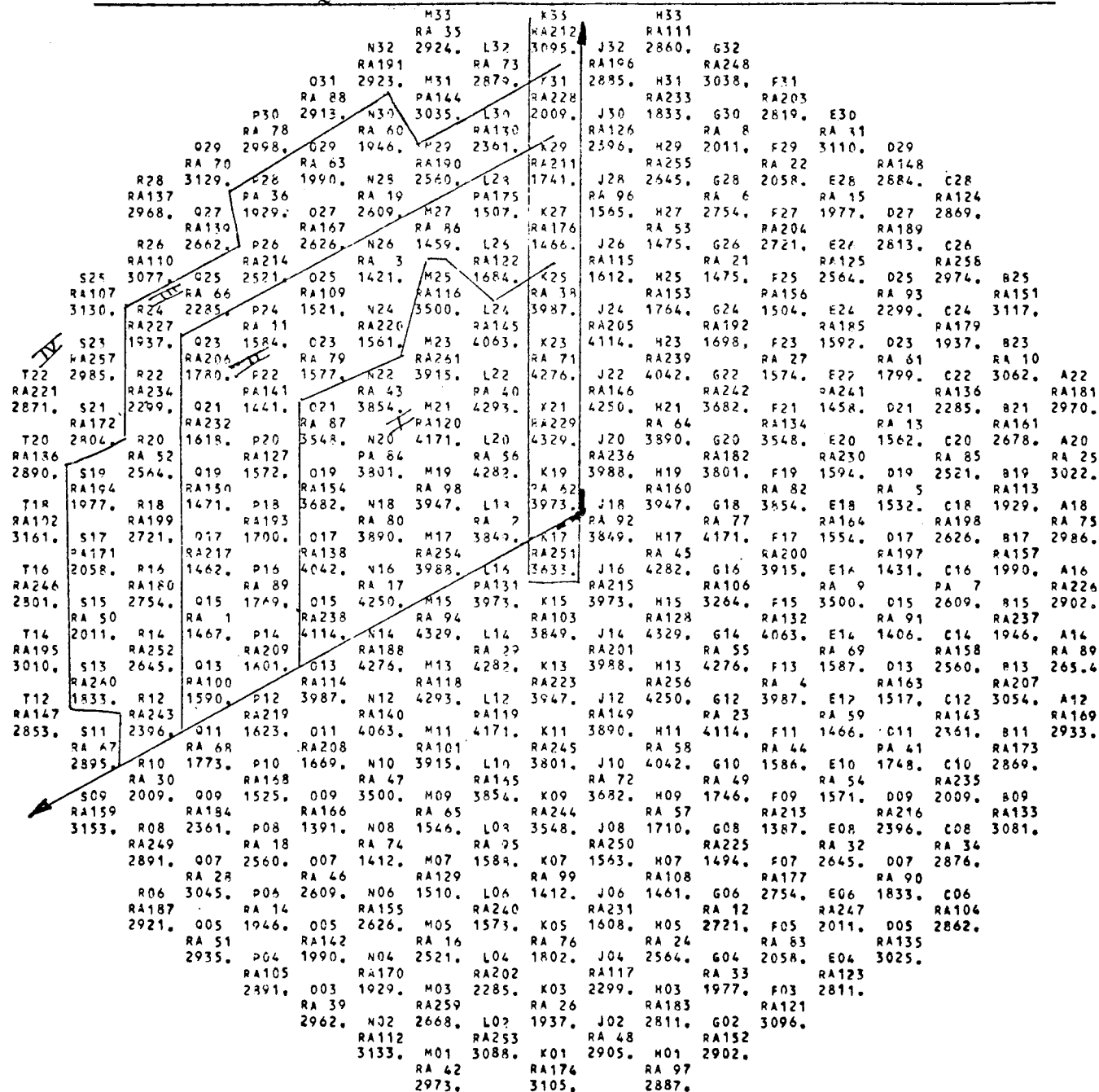


Grafico .4

GRAFICO 5 (a)

CNA : GRADO DE QUEMADO DE LOS ELEMENTOS COMBUSTIBLES EN EL NUCLEO



t = 95.4.d.p.p.

Zona 1:3967 Mwd/tm UN.

Zona 2:1569.6 "

Zona 3:2287.7 "

Zona 4:2907.4 "

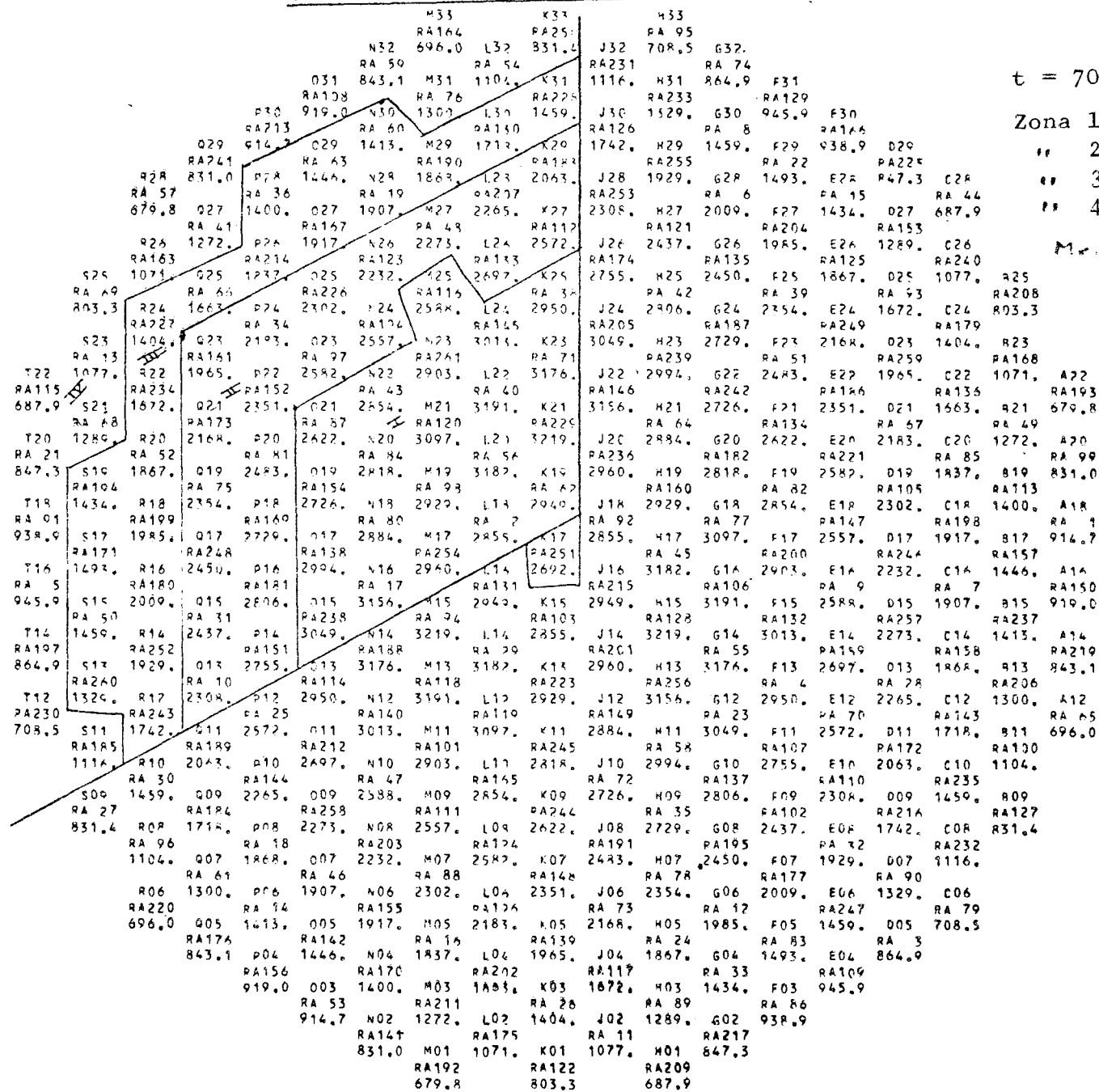
$\rho_{core} = 2682 \text{ Mwd/tm UN}$

$\frac{BU4}{BU1} = 0.73$

$\frac{BU2}{BU3} = 0.68$

GRAFICO 5 (b)

CNA: GRADO DE QUEMADO DE LOS ELEMENTOS COMBUSTIBLES EN EL NUCLEO



t = 70 d.p.p.

Zona 1: 2961. Mwd/t<sub>n</sub>U

" 2: 2221. "

" 3: 1644 "

" 4: 1080 "

M. J. 1976 "

BU4 = 0.36

BU1

BU2 = 1.35

BU3

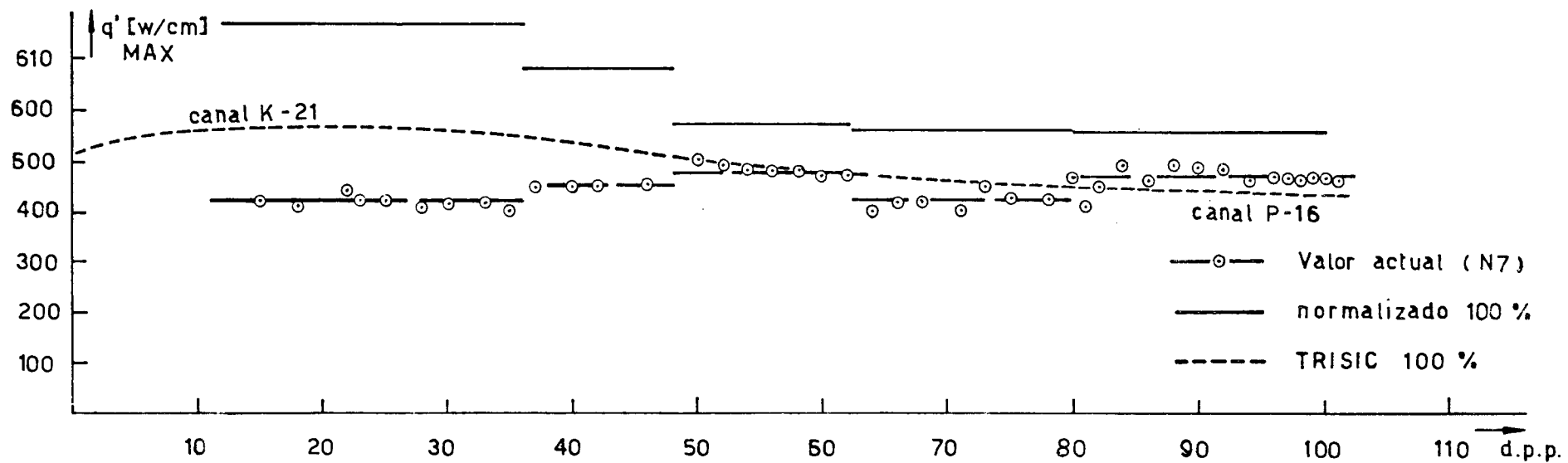
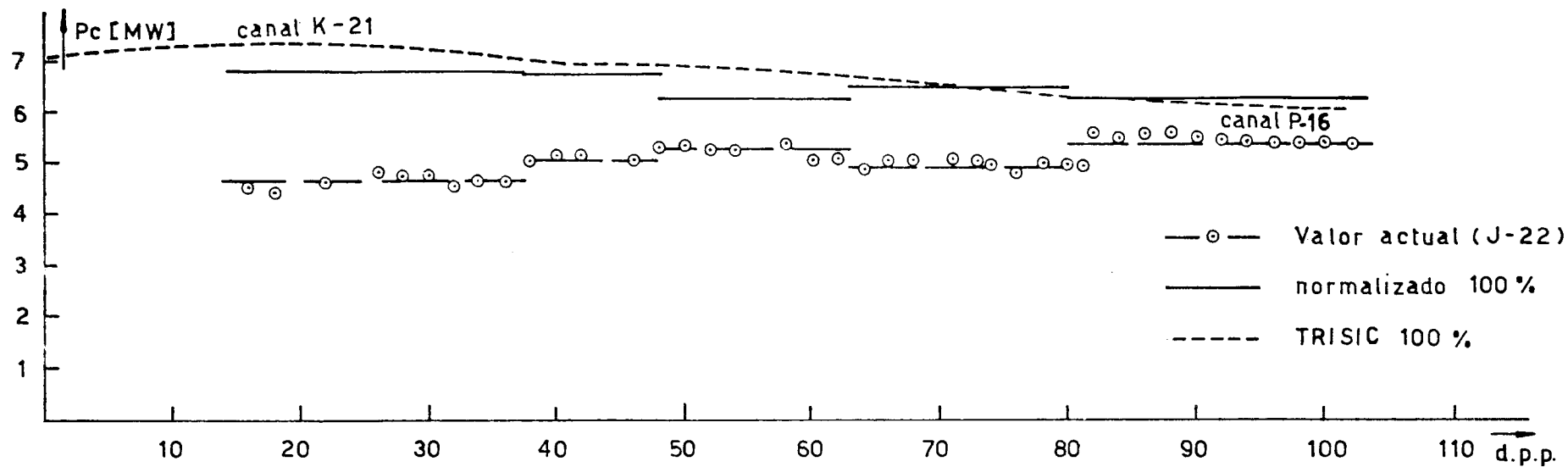


Grafico 6

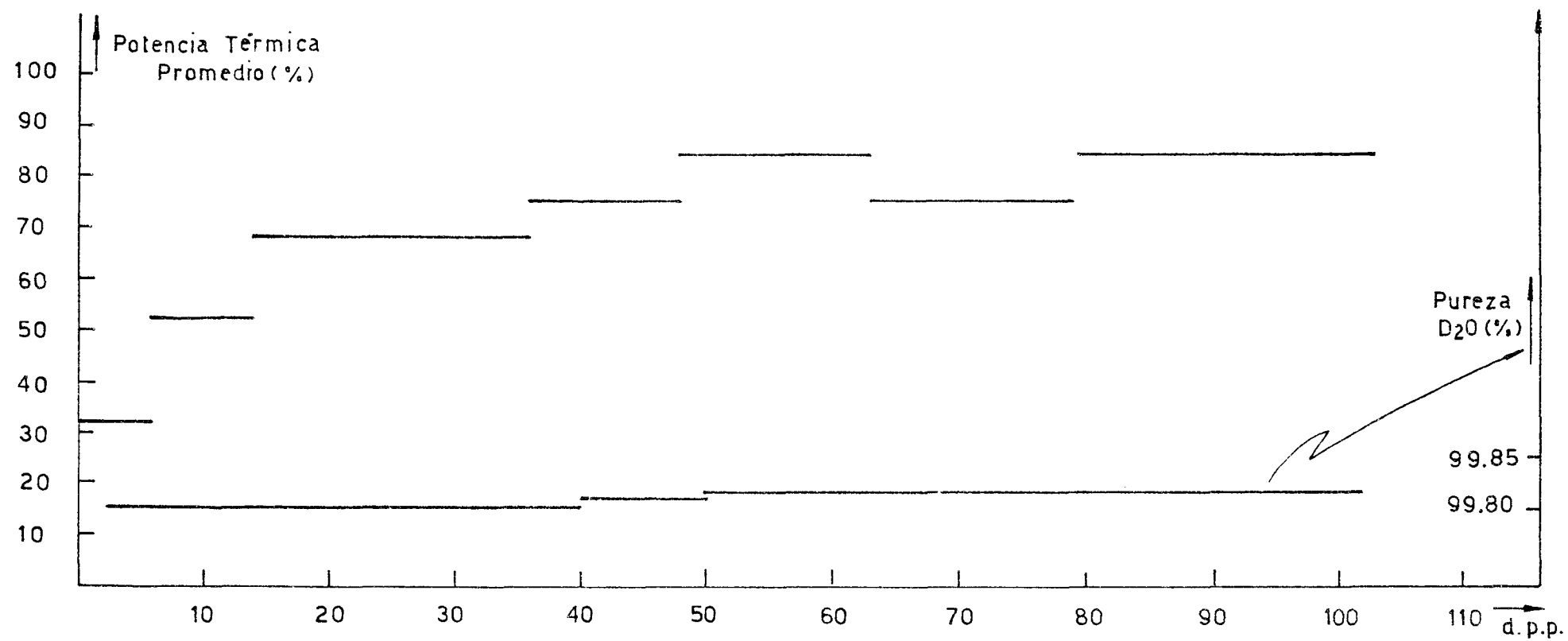


Grafico 7

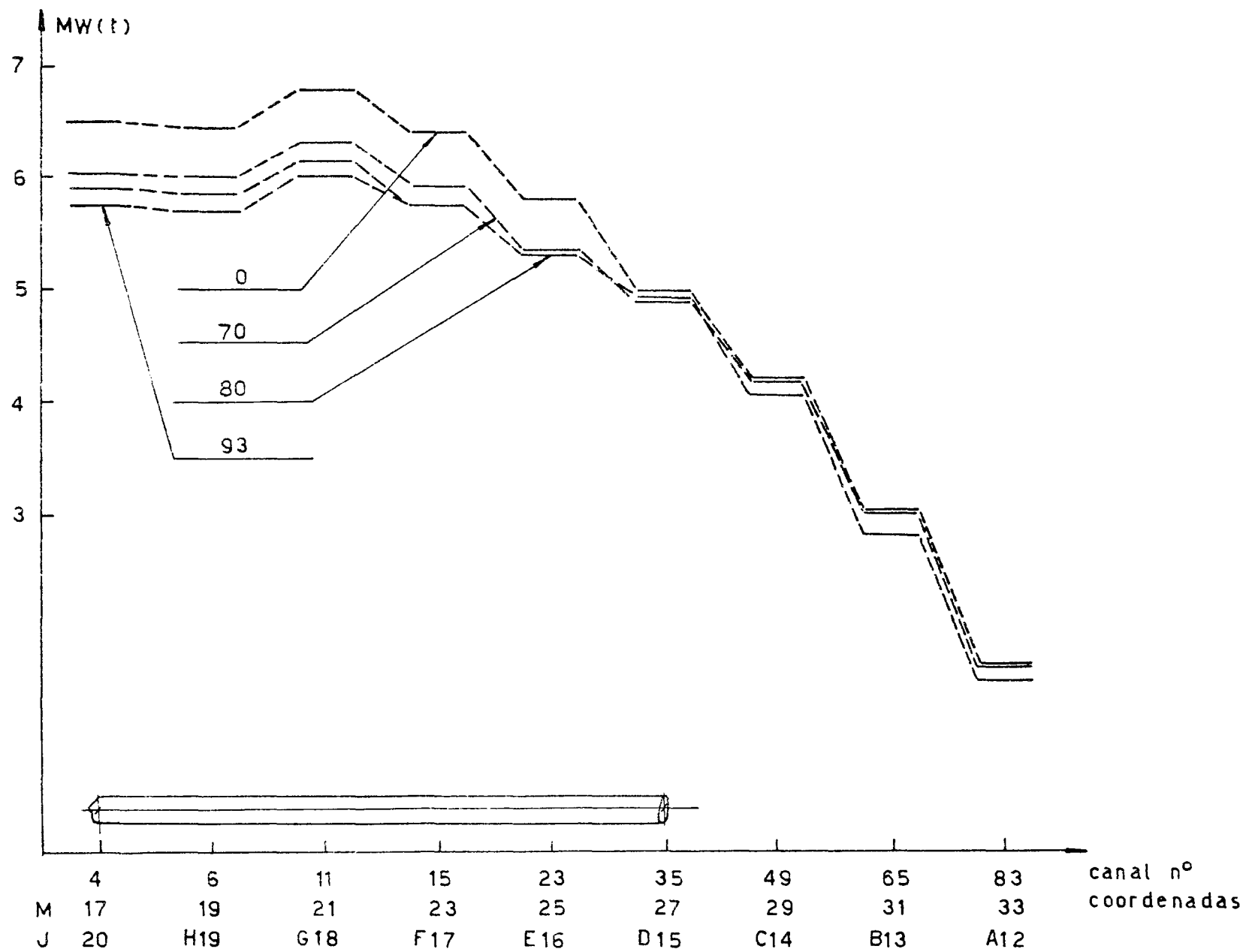
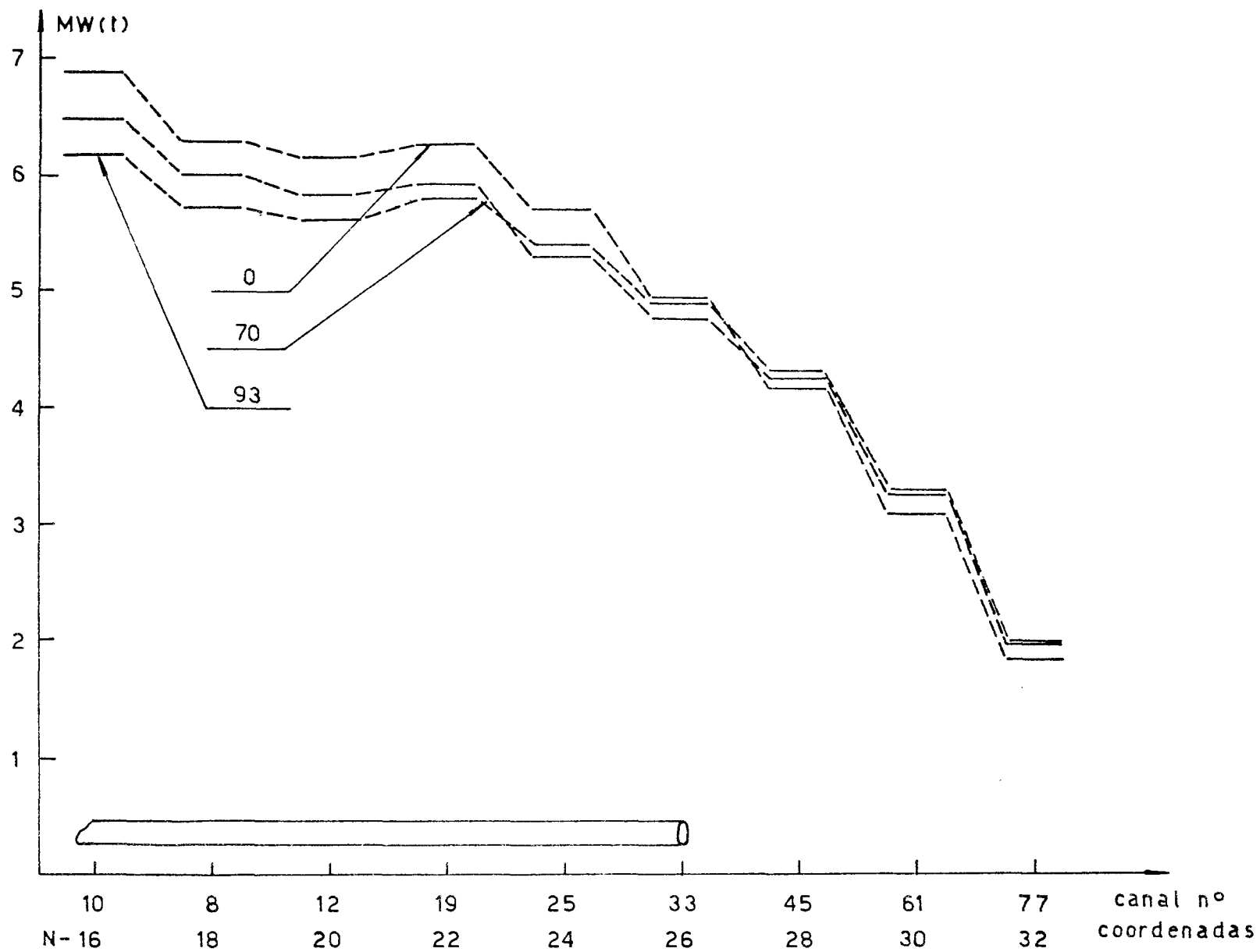


Grafico 8 (a)



Grafica 8 (b)

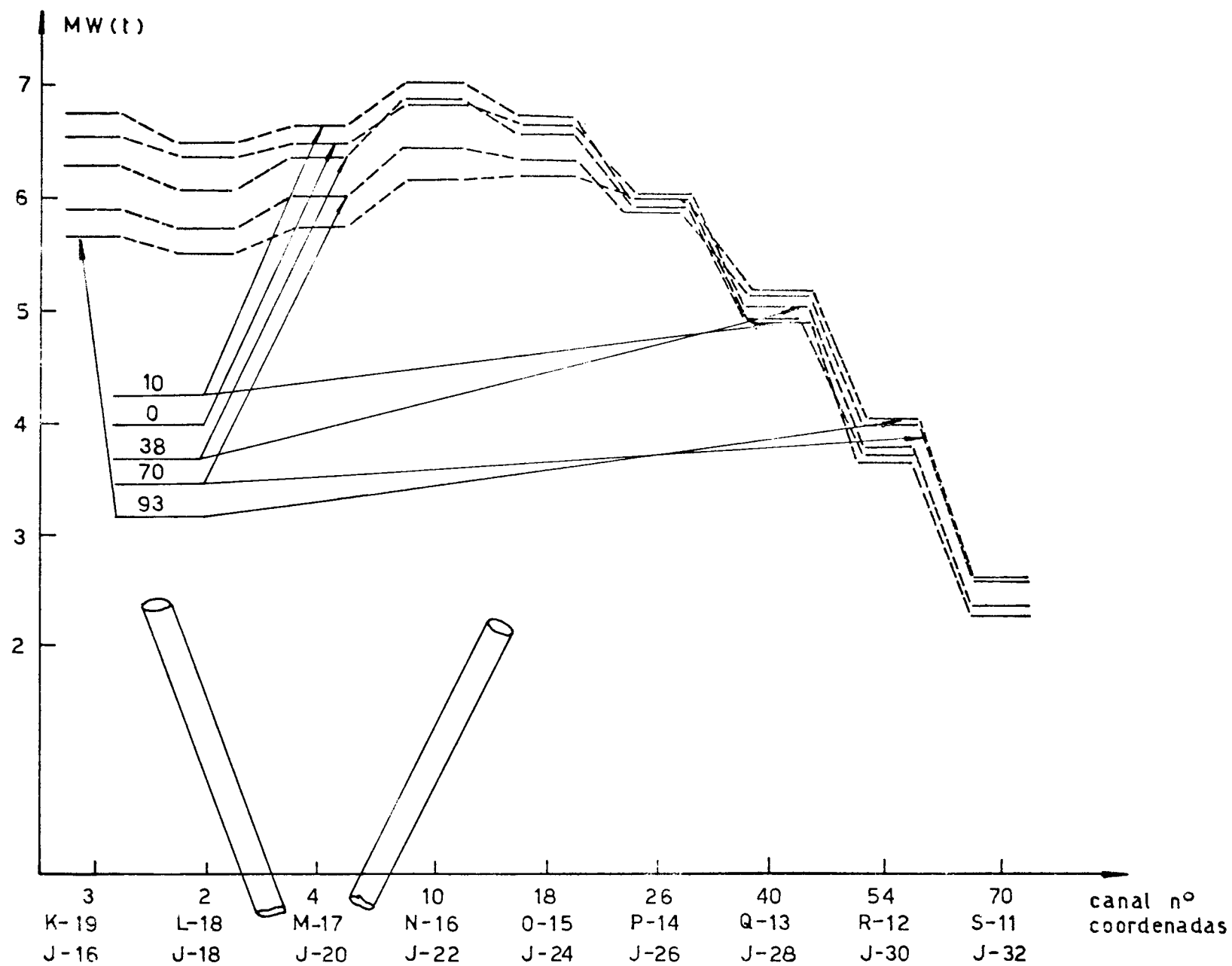


Grafico 8(c)

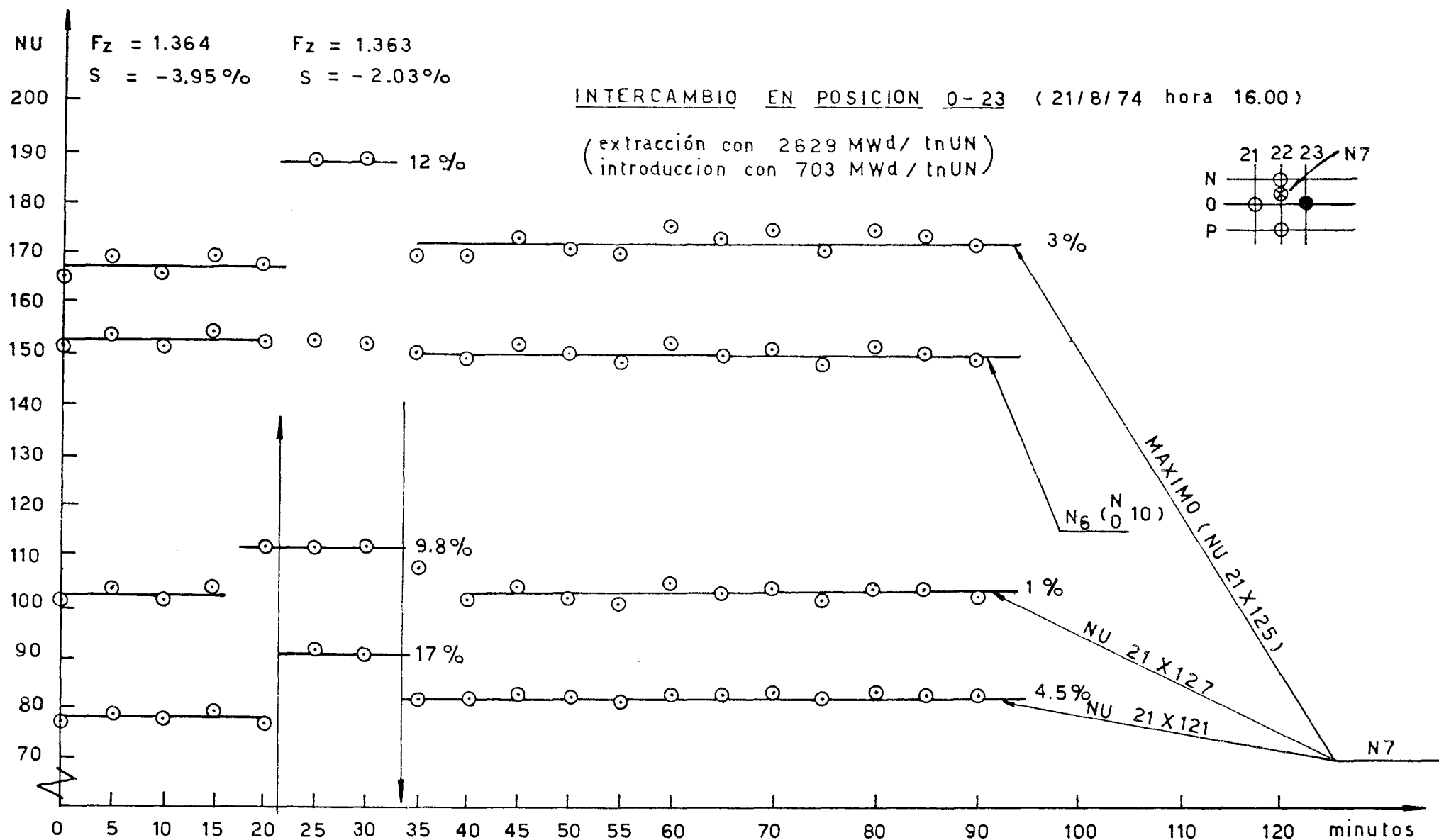
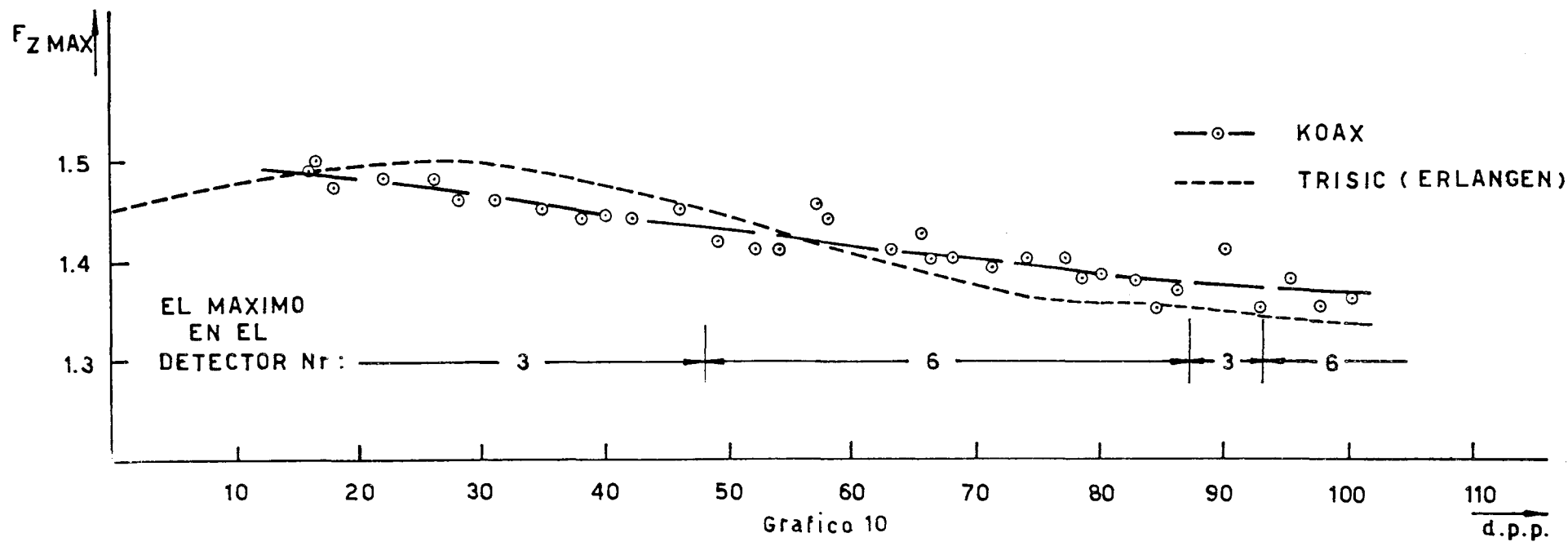
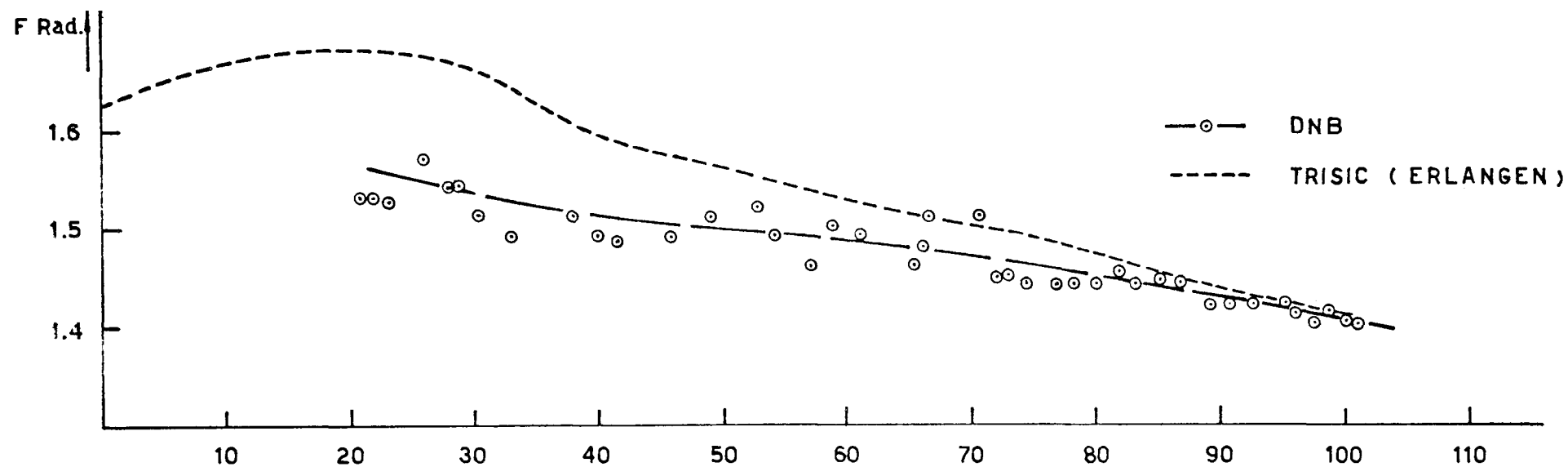


Grafico 9



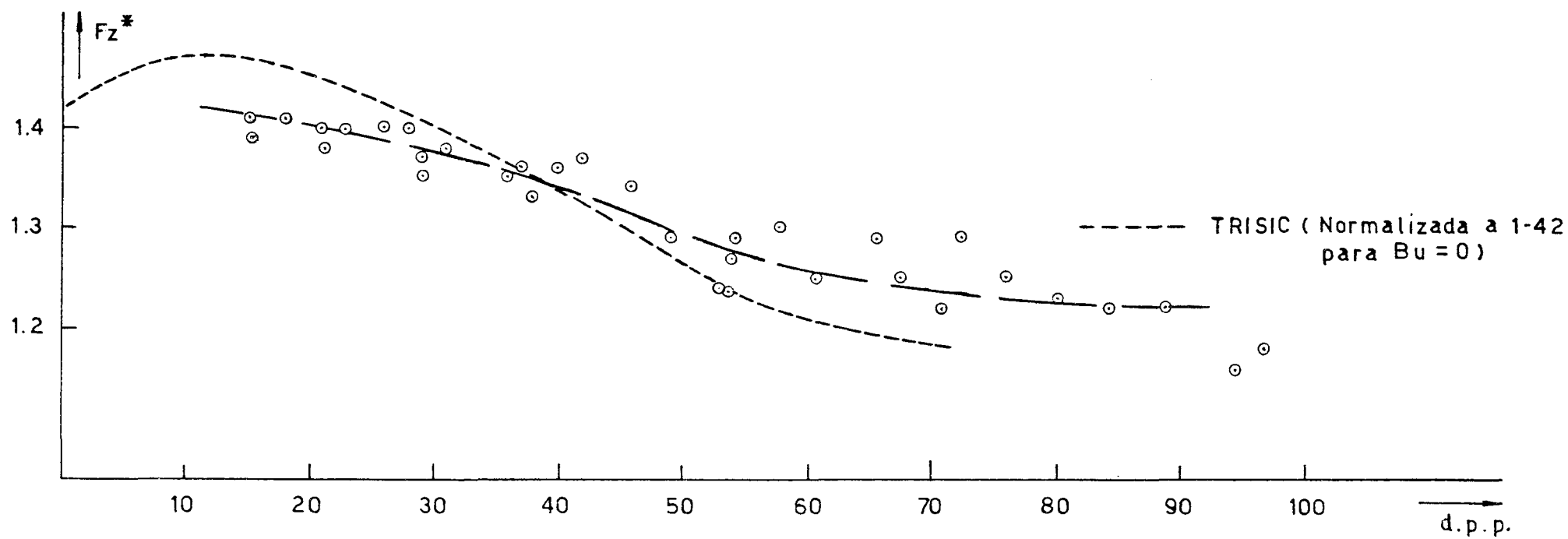


Grafico 11

①

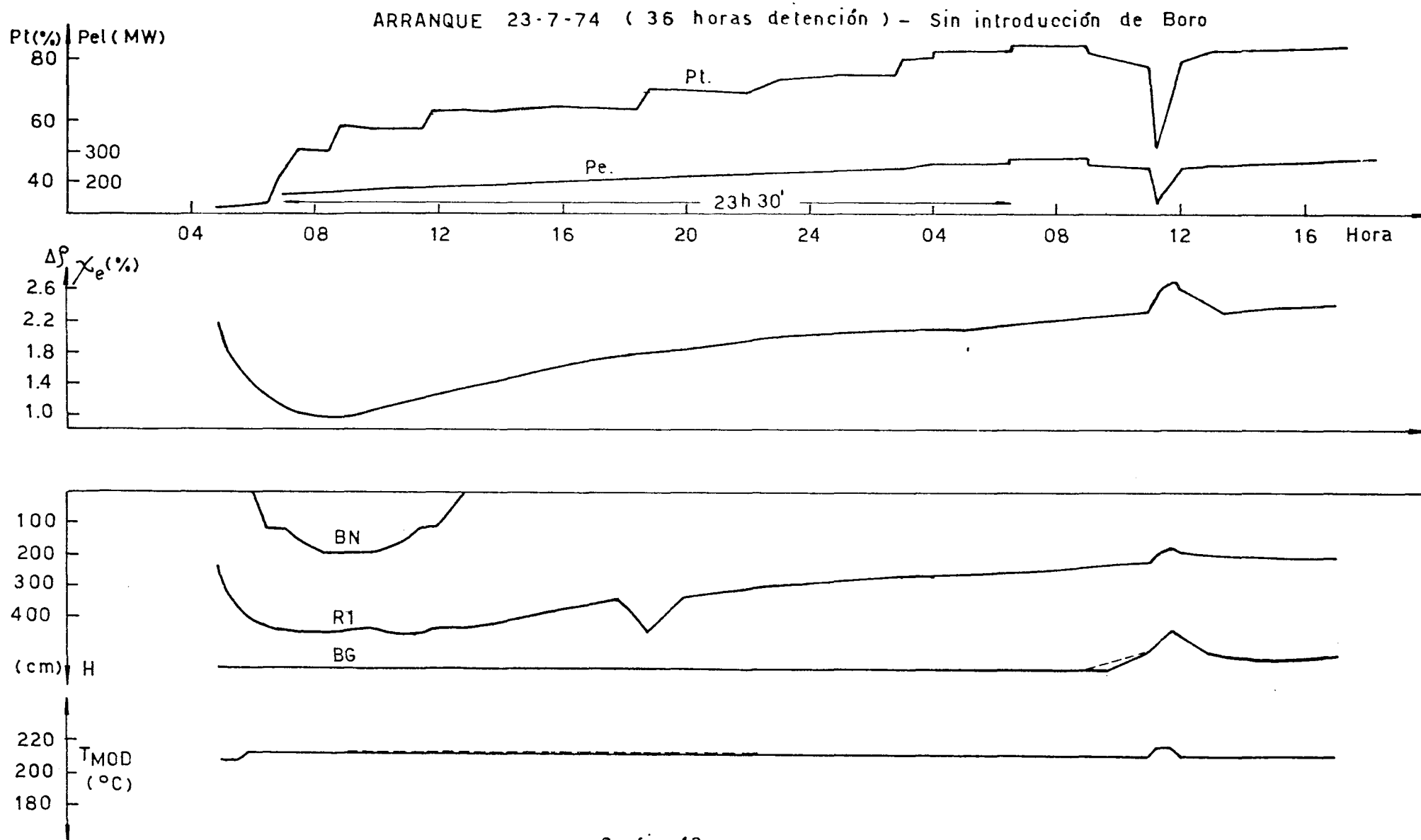
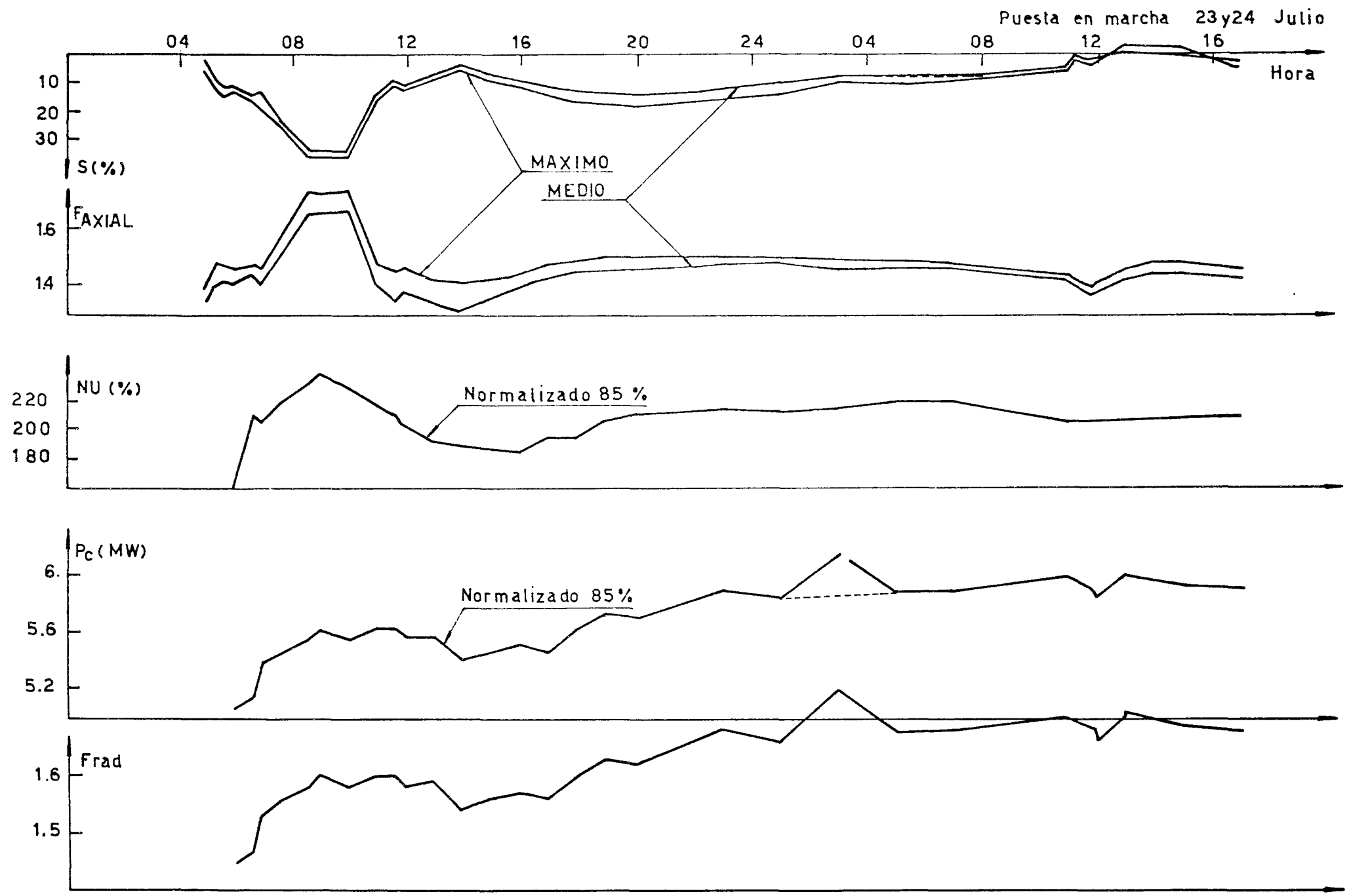
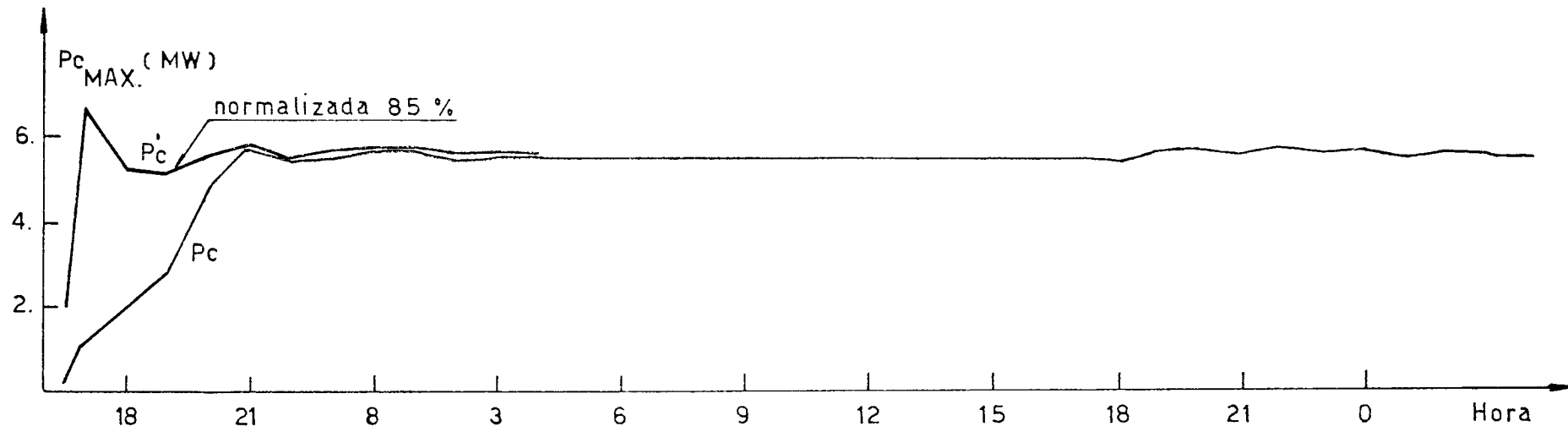


Grafico 12

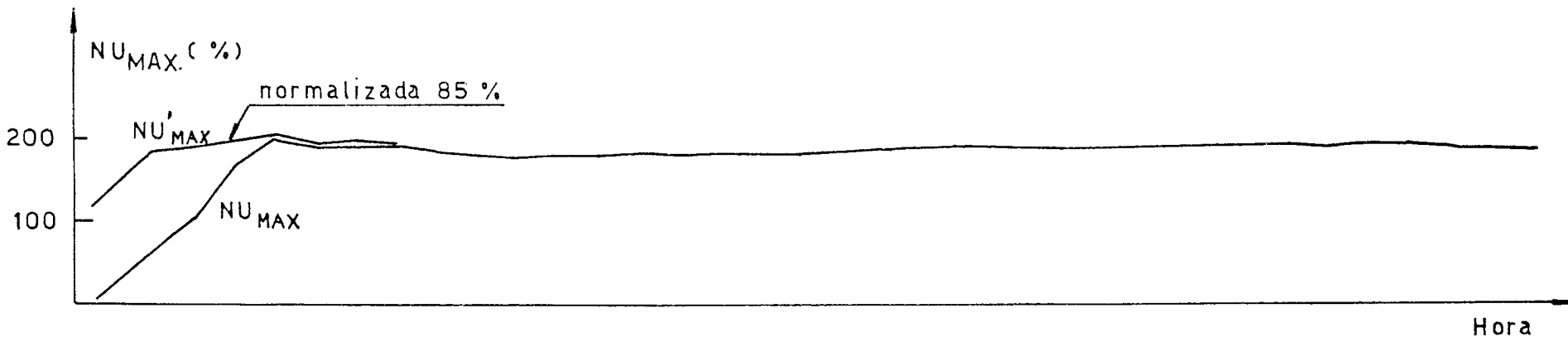




②



53



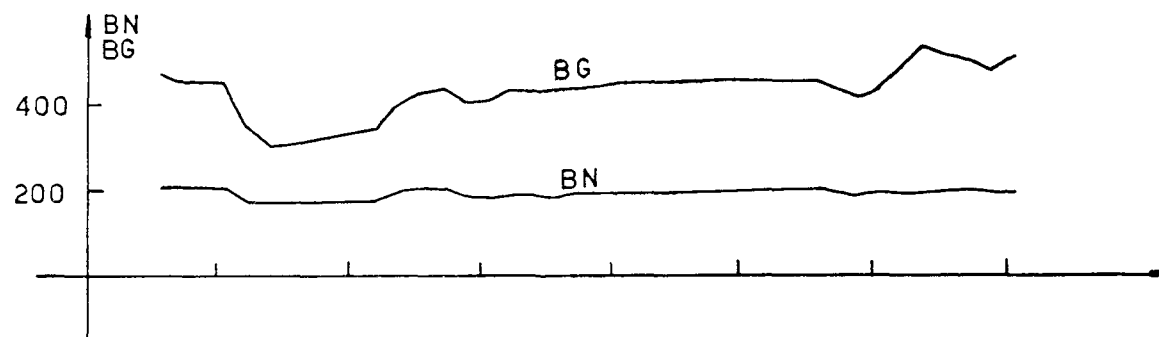
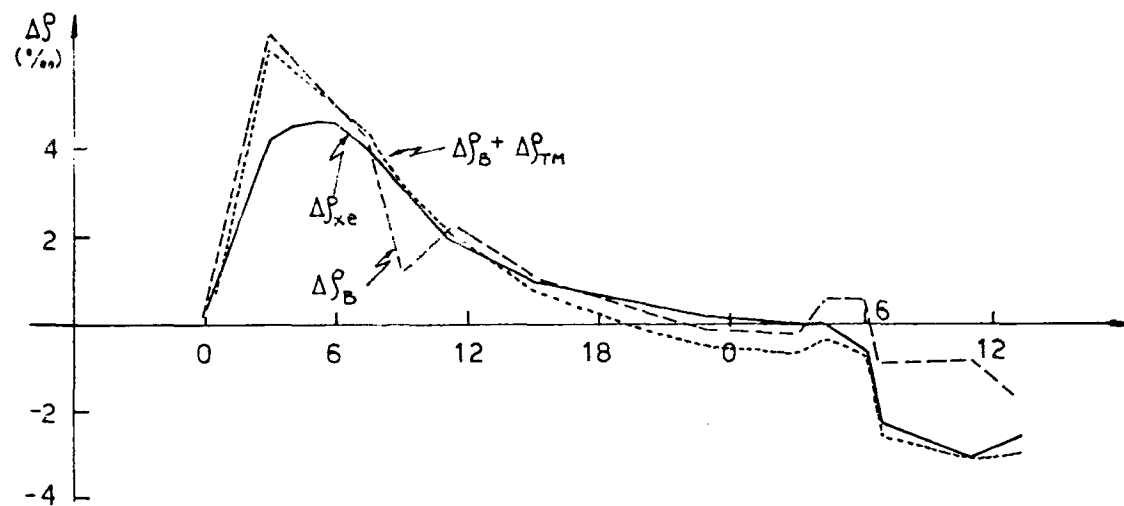
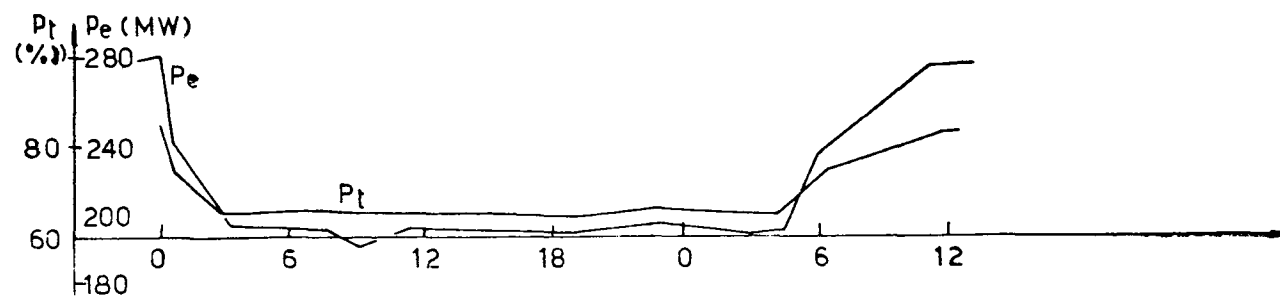


Gráfico 14

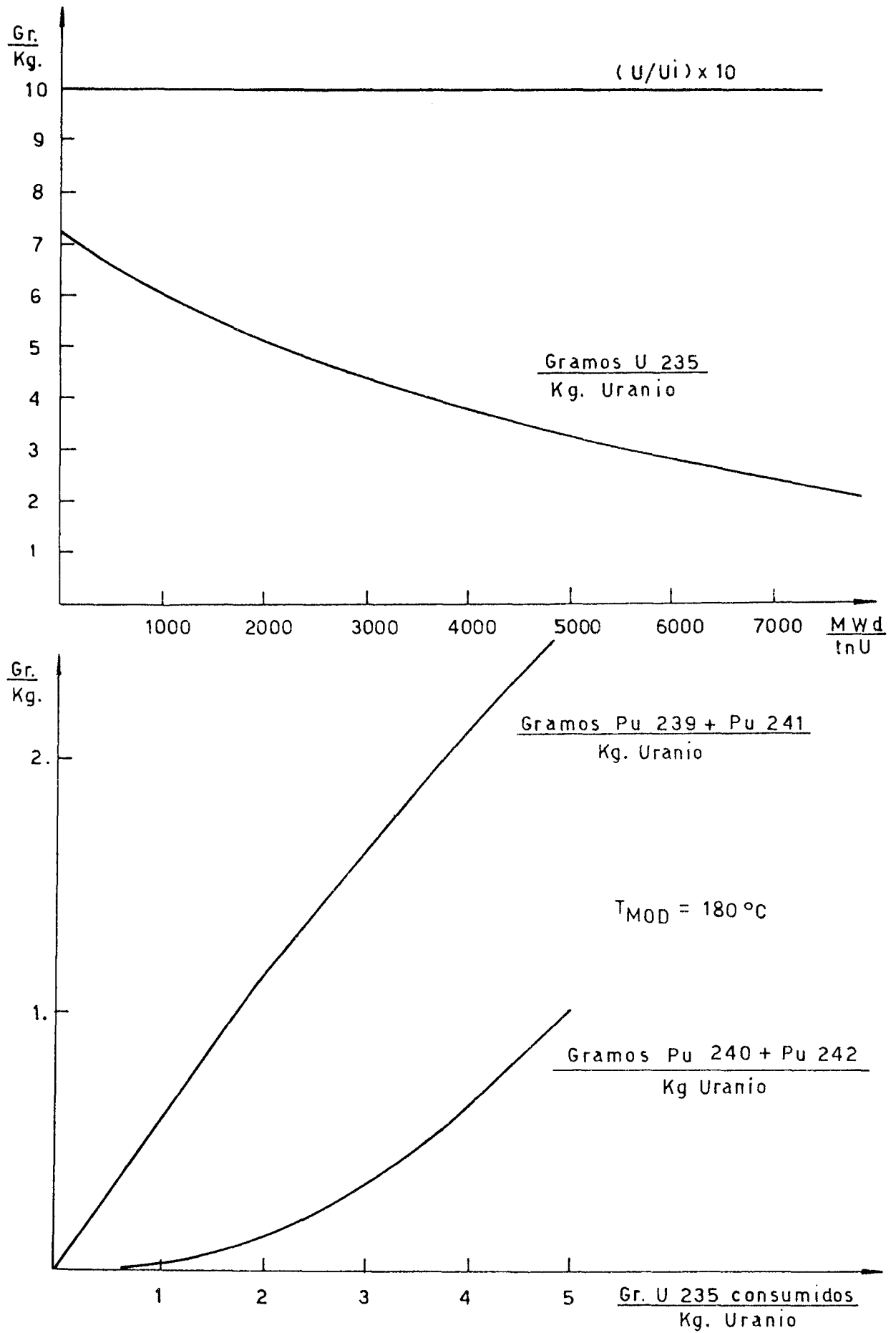


Grafico A-I

Corrección de la lectura de posición de barras  
por efecto temperatura ( 10 ‰  $\Rightarrow$  100 °C )

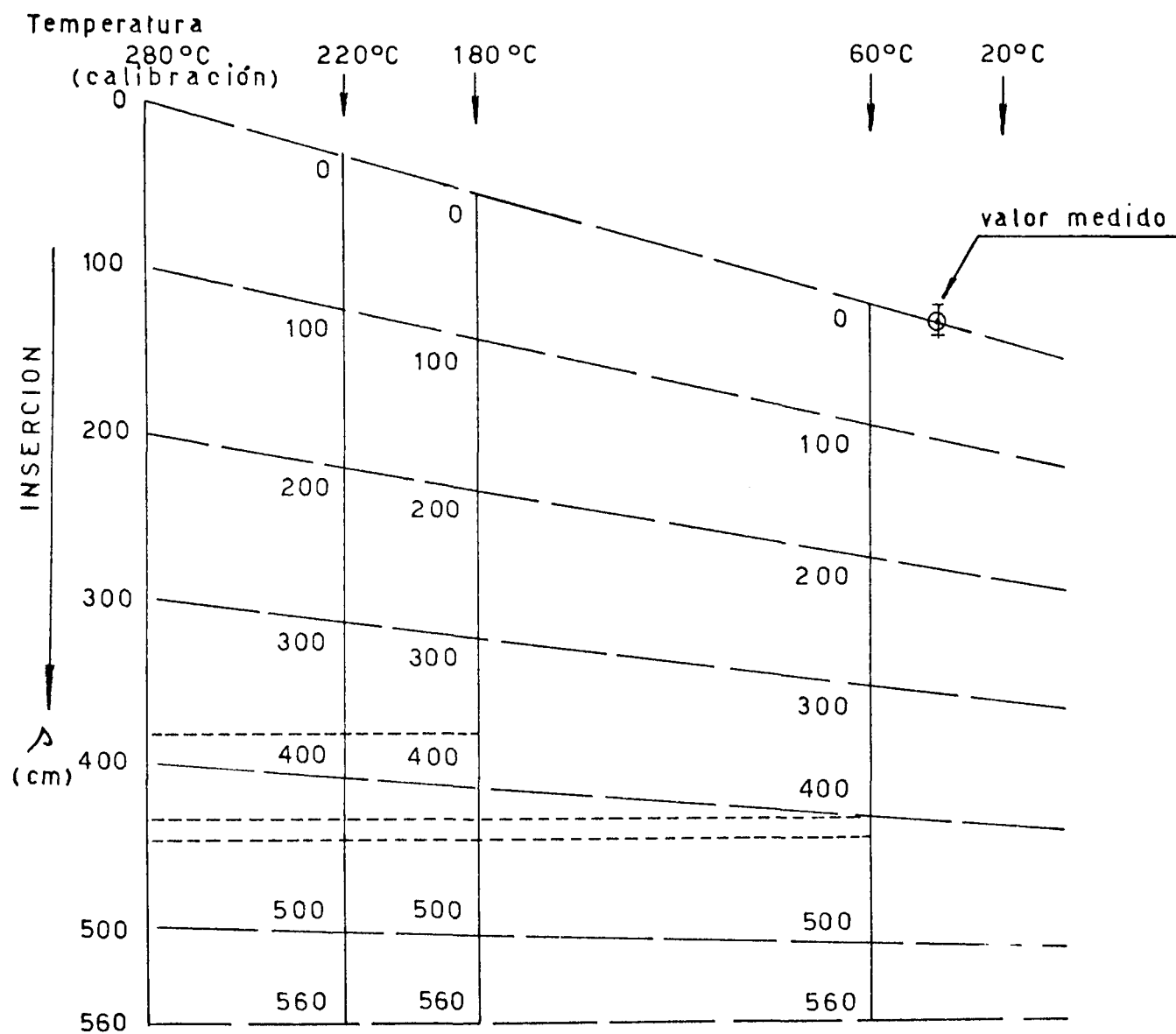
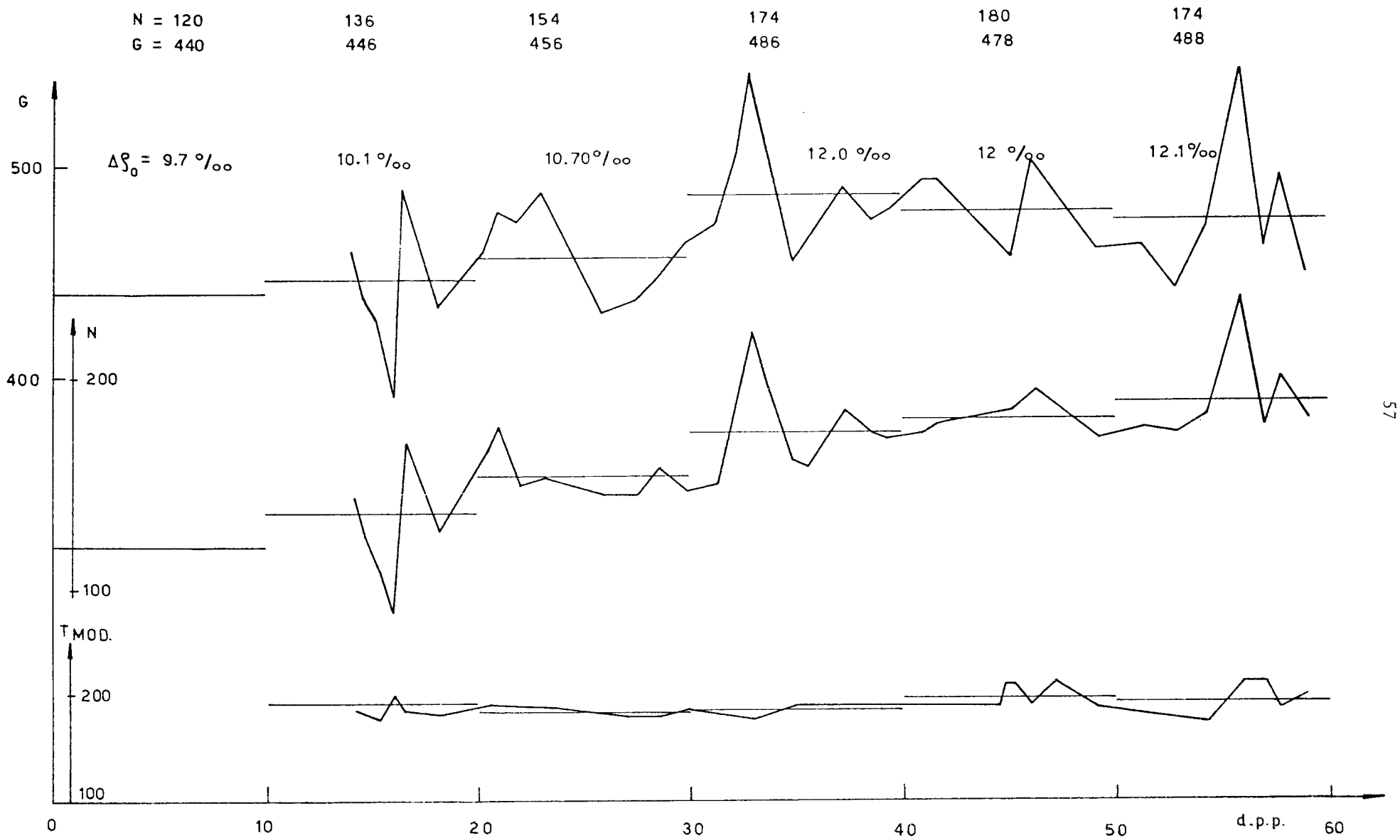


Diagrama A - II

①



Grafica A III

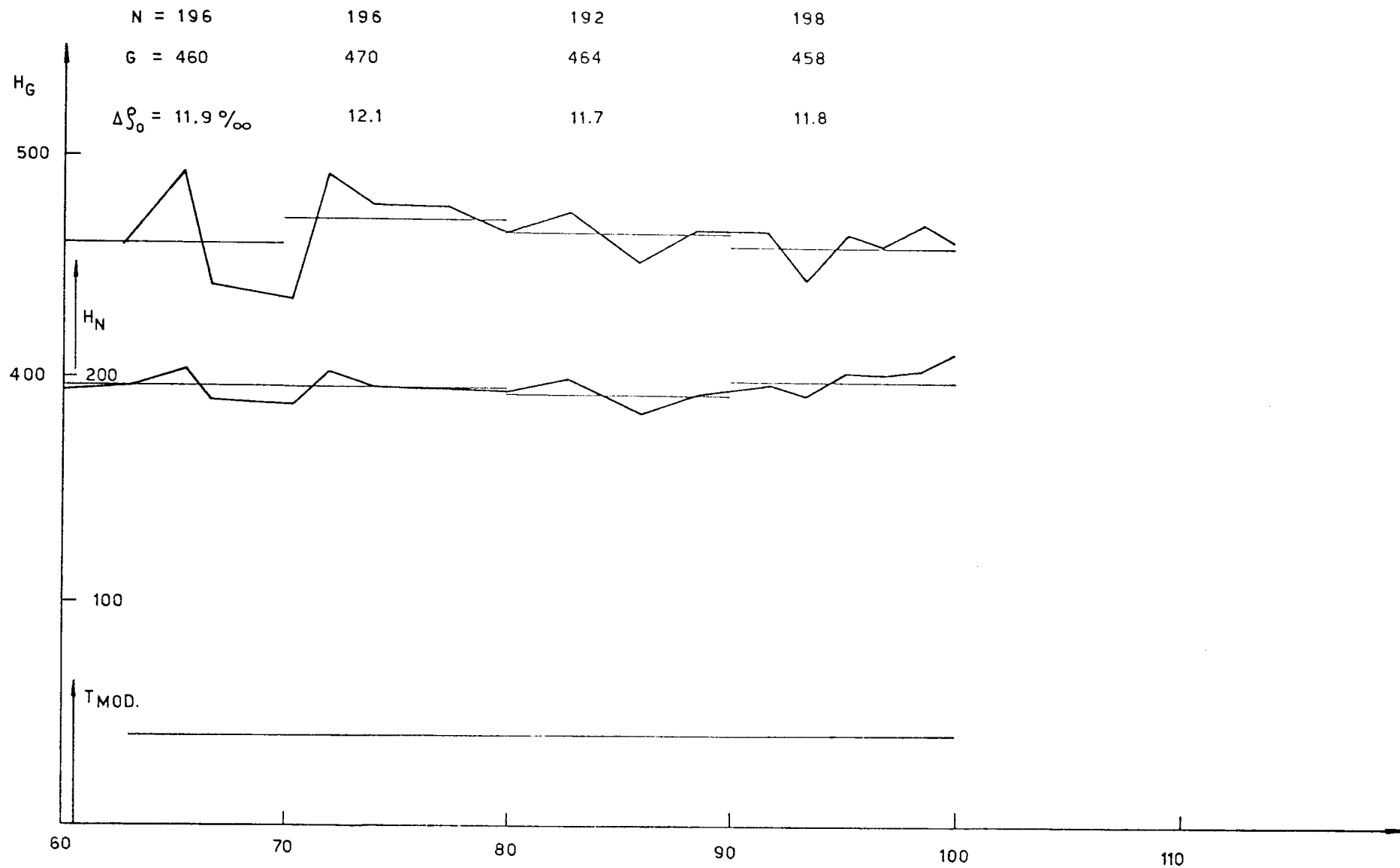
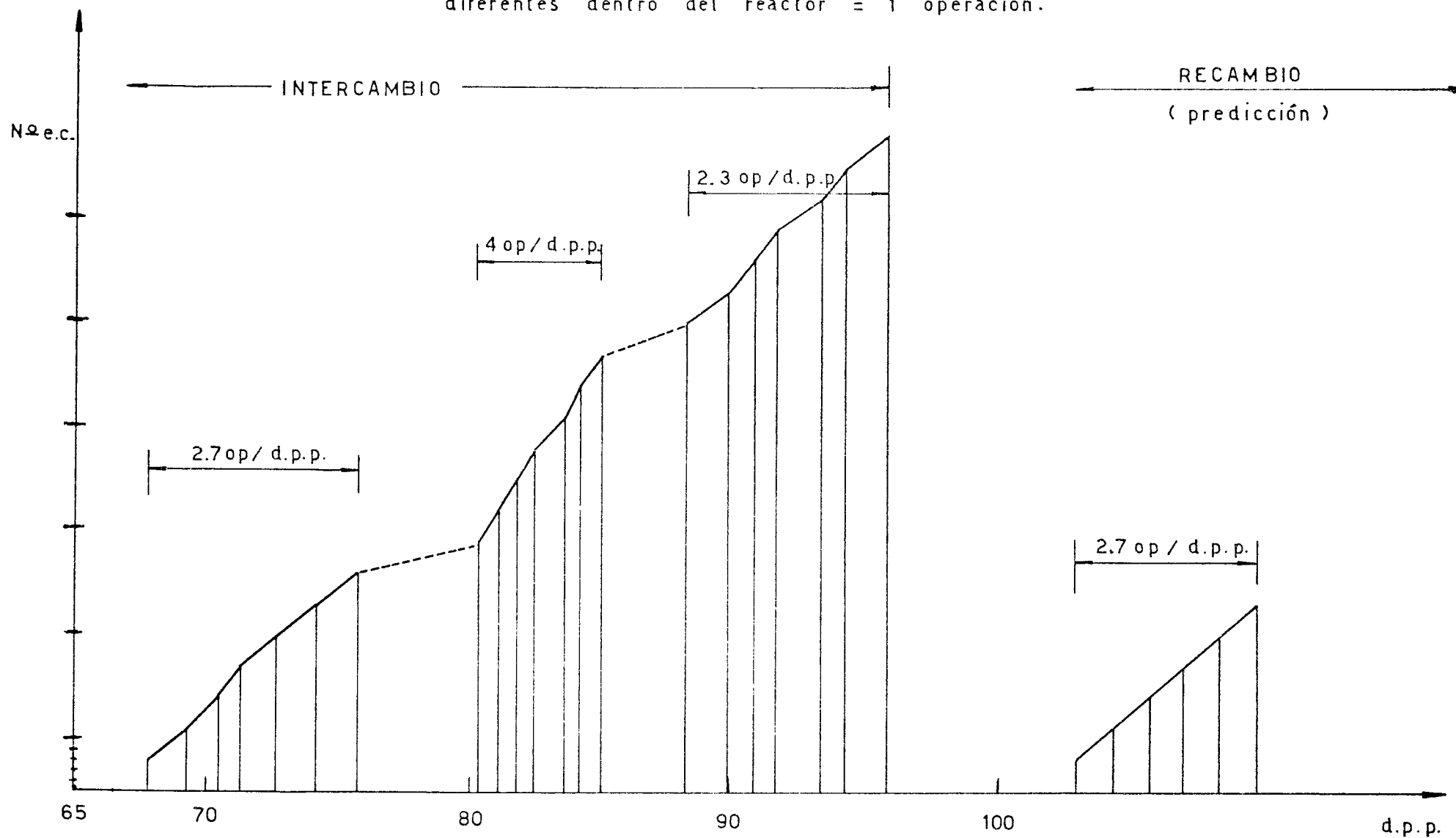


Grafico A-III

2 Elementos combustibles extraídos (o introducidos) en 2 posiciones diferentes dentro del reactor = 1 operación.



Grafica A III (2)