

COEFICIENTE *DOPPLER*: COMPARACIONES ENTRE MEDICIONES EN CNA2 Y CÁLCULOS DE CINÉTICA

Vignolo, R.¹ Schivo, M.²

¹TECNA Estudios y Proyectos de Ingeniería S.A.
Encarnación Ezcurra 365, C1107CLA Buenos Aires, Argentina
rvignolo@tecna.com

²Nucleoeléctrica Argentina S.A
Francisco Narciso de Laprida 3100, B1603AAA Vicente López, Argentina
mschivo@na-sa.com.ar

Resumen

Los recientes desarrollos implementados en la producción de secciones eficaces dependientes de múltiples parámetros toman en consideración el perfil térmico dentro de las pastillas combustibles y además, un tratamiento resonante basado en el método de subgrupos. Este esquema ha sido volcado dentro de un modelo matemático-computacional de la Central Nuclear Atucha II llamado DyPRA, que consiste en el acople de códigos de cálculo específicos que intercambian información a través de memoria compartida y la utilización de semáforos. Por un lado, esto ha permitido modelar la planta a través de cinética espacial y posteriormente determinar el coeficiente de reactividad por temperatura del combustible mediante la aplicación de un método de ajuste de un modelo matemático a las evoluciones de potencia. Por el otro lado, el ajuste del modelo matemático a mediciones experimentales de CNA2 ha permitido determinar, con cierto grado de incerteza, su coeficiente *doppler*. En este trabajo se abordan las diferencias entre las determinaciones estacionarias y transitorias del coeficiente *doppler* a partir de, respectivamente, cálculos de núcleo estacionarios y de cinética. Además, estos resultados son contrastados con mediciones en planta. Por último, se presentan las diferencias con la forma usual de computar el coeficiente *doppler* y un breve contraste entre las mediciones de otros coeficientes en planta y sus determinaciones teóricas a partir de códigos neutrónicos.

DOPPLER COEFFICIENT: COMPARISONS BETWEEN MEASUREMENTS AND KINETIC CALCULATIONS OF ATUCHA II NUCLEAR POWER PLANT

Vignolo, R.¹ Schivo, M.²

¹TECNA Estudios y Proyectos de Ingeniería S.A.
Encarnación Ezcurra 365, C1107CLA Buenos Aires, Argentina
rvignolo@tecna.com

²Nucleoeléctrica Argentina S.A
Francisco Narciso de Laprida 3100, B1603AAA Vicente López, Argentina
mschivo@na-sa.com.ar

Abstract

Recent developments in the production of multiple parameters cross sections take into account the fuel temperature profile inside the pellet plus a self-shielding treatment using a subgroup method. This scheme has been incorporated into DyPRA, a mathematical-computational model of Atucha II Nuclear Power Plant (CNA2) that consists of coupling specific calculation codes that share information through the use of shared memory and semaphores. On the one hand, this allowed modeling CNA2 by spatial kinetics and, thus, obtain the fuel temperature coefficient (*doppler*) with the implementation of a method that adjusts the fission power evolution to a mathematical model. On the other hand, applying this same method to experimental measurements of CNA2 fission power has allowed to determine the plant *doppler* coefficient. This paper addresses the differences between the steady and transient *doppler* coefficient determinations. Furthermore, these results are contrasted with plant measurements. Finally, the differences with the usual way of computing the *doppler* coefficient and a brief contrast between the measurements of other plant coefficients and their theoretical determinations from neutronic codes are presented.

Índice

1. Introducción	4
1.1. Breve descripción de los modelos	4
2. Determinación del coeficiente <i>doppler</i> con cálculos estáticos	4
2.1. Modelo clásico	5
2.2. Modelo detallado	5
2.3. Resultados	6
3. Determinación del coeficiente <i>doppler</i> con cálculos transitorios	6
3.1. Cálculos auxiliares y consideraciones del método	8
3.2. Resultados	9
4. Medición en planta y comparación con los modelos computacionales	10
4.1. Resultados	11
5. Conclusiones	13
A. Figuras	14

1. Introducción

Con el fin de determinar las discrepancias encontradas entre el coeficiente de reactividad por temperatura del combustible (*doppler*) medido en planta y el calculado a partir del modelo clásico basado en secciones eficaces generadas con el código WIMS, surgió la necesidad de modelar el reactor haciendo hincapié en los perfiles de temperatura dentro de las pastillas combustibles, detalle previamente considerado despreciable. Para ello, se optó por desarrollar un modelo de reactor que emplea secciones eficaces generadas con el código de celda DRAGON en su versión 5 (Ref. [1]). Se eligió al código de celda DRAGON ya que éste permite, entre otras cosas, calcular secciones eficaces macroscópicas teniendo en cuenta el apantallamiento resonante basado en el método de subgrupos.

En este informe se da una breve descripción de los modelos utilizados en los cálculos de cinética espacial seguido de la comparación con resultados de mediciones en planta. La idea principal es explicar las diferencias que radican entre todos estos resultados y demostrar la precisión del nuevo modelo.

1.1. Breve descripción de los modelos

Los modelos computacionales del reactor que se describen a continuación permiten el cómputo del coeficiente *doppler* a través de dos vías: cálculos estacionarios y cálculos transitorios. Estos esquemas se encuentran implementados en la *suite* de cálculo DyPRA, que modela CNA2. Las características más distintivas que presentan son (Ref. [2]):

- *Modelo clásico*: Utiliza secciones eficaces generadas con el código de celda WIMS, en donde se considera una dependencia no lineal de las secciones eficaces únicamente con el quemado y una dependencia lineal de las secciones eficaces con los parámetros termohidráulicos y el xenón.
- *Modelo detallado*: Utiliza secciones eficaces generadas con el código de celda DRAGON y tiene en cuenta la historia de quemado de cada combustible, es decir, quema con los parámetros correspondientes. Por otro lado, considera la dependencia no lineal de las secciones eficaces con el perfil de temperatura en las pastillas. Las dependencias locales de las secciones eficaces con los parámetros termohidráulicos y el xenón son modeladas linealmente.

El esquema que emplea secciones eficaces obtenidas a partir de DRAGON no completó la etapa final de su desarrollo, que incluye el modelado de barras de control y el cálculo de los reflectores del núcleo. Pese a esto, se espera que esto no perjudique el cálculo del coeficiente *doppler* dada su baja influencia. Se remarca además que las secciones eficaces generadas con WIMS o DRAGON fueron calculadas utilizando la misma biblioteca de datos nucleares.

2. Determinación del coeficiente *doppler* con cálculos estáticos

El coeficiente *doppler* se define como

$$\Gamma_U = \left. \frac{\partial \rho}{\partial T_U} \right|_{T_{U_0}},$$

donde ρ es la reactividad estática, T_U es la temperatura media del combustible y T_{U_0} es el valor nominal de la misma.

La forma usual para calcular Γ_U consiste en computar la reactividad del reactor para distintas temperaturas medias obteniendo así el valor de $\rho(T_U)$ y finalmente Γ_U utilizando la definición anterior. El procedimiento utilizando la *suite* de cálculo DyPRA puede describirse como:

- obtener un estado estacionario de referencia con las distribuciones espaciales de parámetros termohidráulicos y xenón (el procedimiento para determinar un estado estacionario en planta con DyPRA se describe en forma detallada en la Ref. [3]);
- perturbar la distribución de temperaturas en el combustible (de forma uniforme ó no) y calcular la reactividad para este nuevo estado determinando. A su vez, obtener la temperatura media pesando la distribución de temperaturas con el cuadrado de la potencia de fisión del estado de referencia (Ref. [4]);
- realizar un ajuste lineal con el método de mínimos cuadrados y obtener la pendiente de la reactividad en función de la temperatura del combustible que se corresponde con el coeficiente de reactividad.

Los métodos para realizar este tipo de cálculo difieren con cada uno de los dos modelos ya que la implementación computacional de cada uno es distinta. A continuación se dan los detalles necesarios para el cálculo en cada uno de los modelos.

2.1. Modelo clásico

Dado que este esquema emplea la temperatura media del combustible en cada trozo del reactor para computar las secciones eficaces, las perturbaciones se realizan modificando dicho parámetro. Posteriormente, se obtiene la reactividad junto con la temperatura media resultante. Los resultados de estos cálculos se muestran en la figura 1.

2.2. Modelo detallado

El modelo detallado emplea cuatro parámetros relacionados con las temperaturas medias en cuatro volúmenes anulares de la pastilla. Estos parámetros corresponden a una temperatura adimensional, definida como

$$\theta_k(i, j) = \frac{T_k(i, j) - 273.15 \text{ K}}{T_k^{\text{est}}(i, j) - 273.15 \text{ K}},$$

donde k refiere al volumen anular, (i, j) al trozo del reactor, T_k a la temperatura en K del volumen k y T_k^{est} a la temperatura estacionaria en K del volumen k .

La forma de determinar al coeficiente Γ_U es realizando un transitorio en DyPRA y almacenar $\theta_k(t_i)$, siendo t_i tiempos arbitrarios. Posteriormente, se cargan estas distribuciones como perturbaciones estáticas y se computan las variaciones de reactividad. Para obtener al coeficiente de reactividad con respecto a la temperatura del combustible es necesario tener en cuenta que, dada una distribución $\theta_k(i, j)$, las temperaturas medias del combustible en cada trozo se computan de la siguiente forma

$$T_k(i, j) = \theta_k(i, j) (T_k^{\text{est}}(i, j) - 273.15 \text{ K}) + 273.15 \text{ K},$$

$$T_c(i, j) = \frac{\sum_k V_k \cdot T_k}{\sum_k V_k},$$

donde $T_c(i, j)$ refiere justamente a la temperatura media del combustible en el trozo (i, j) . Luego, se computa $\langle T_c(i, j) \rangle$ pesando con la potencia al cuadrado.

En este contexto, se realizaron tres diferentes transitorios a los que se les aplicó dicho procedimiento:

- bajada de potencia del 100 % al 90 % a una velocidad de 5 % min⁻¹;
- bajada de potencia del 100 % al 95 % a una velocidad de 2 % min⁻¹;
- inserción de 9 pasos del banco de barras absorbente G20;

donde se tomaron las distribuciones de $\theta_k(i, j)$ a diferentes tiempos. Los cálculos realizados se representan en las figuras 2, 3 y 4 para los tres transitorios mencionados.

2.3. Resultados

Los valores del coeficiente *doppler* Γ_U determinados a partir de cálculos estáticos (representados en las figuras 1–4) para los dos modelos se resumen en la siguiente tabla 1:

Modelo clásico (WIMS)	Modelo detallado (DRAGON)
-0.48 pcm/K	-0.25 pcm/K

Tabla 1: Coeficientes Γ_U obtenidos a partir de cálculos estáticos para los diferentes modelos.

Se aprecia una diferencia significativa entre el modelo que emplea secciones eficaces de DRAGON y el modelo en que emplea secciones eficaces de WIMS. Estos resultados será contrastados posteriormente con la medición en planta. Por otro lado, la siguiente sección detalla la forma de obtener a los coeficientes Γ_U a partir de evoluciones transitorias.

3. Determinación del coeficiente *doppler* con cálculos transitorios

Una de las características de los modelos desarrollados es que permiten, además de calcular coeficientes de realimentación a partir de cálculos estáticos, realizar cálculos transitorios para evaluar el comportamiento de la planta ante determinados eventos. Teniendo en cuenta esta capacidad se procedió a calcular el coeficiente Γ_U a través de un cálculo transitorio con el método desarrollado en [4] y DyPRA como modelo matemático-computacional de reactor.

Determinar Γ_U a partir de cinética inversa equivale a determinar la reactividad dinámica (reactividad utilizada en los cálculos de cinética puntual) introducida por el combustible durante cierto transitorio. Es necesario recordar que si se busca reproducir la evolución de la potencia de fisión durante cierto transitorio dentro de un esquema de cinética puntual, no debe utilizarse la evolución de la reactividad dinámica que reporta el Programa Cinético Espacial (PCE). Por el contrario, es necesario realizar cinética inversa sobre la potencia de fisión (o alguna otra evolución proporcional a la misma) y obtener la evolución de reactividad a proveer en el esquema de cinética puntual.

El método se basa en realizar un cálculo transitorio en DyPRA en el que la temperatura del combustible varíe lo suficiente, produciendo así un cambio de reactividad significativo atribuible a éste fenómeno. En este caso, la perturbación consiste en insertar el banco de barras absorbentes G20 en 9 pasos a partir de los 14.65 s de simulación, lo que resulta en una caída de la potencia y consecuentemente en una disminución en la temperatura media del combustible. Se puede considerar que la evolución de la potencia de fisión cumple con un modelo puntual de planta representado a través de las siguientes ecuaciones:

$$\begin{aligned}\rho(t) &= \Gamma_R \cdot z(t) \\ &\quad + \Gamma_{TK} \cdot \Delta T_K(t) + \Gamma_{DK} \cdot \Delta \delta_K(t) \\ &\quad + \Gamma_{TM} \cdot \Delta T_M(t) + \Gamma_{DM} \cdot \Delta \delta_M(t) \\ &\quad + \Gamma_U \cdot \Delta T_U(t) \\ &\quad + \Gamma_X \cdot \Delta X(t), \\ \frac{d\phi}{dt} &= \frac{\rho(t) - \beta}{\Lambda} \cdot \phi(t) + \sum_{i=1}^{15} \lambda_i \cdot c_i(t), \\ \frac{dc_i}{dt} &= \frac{\beta_i}{\Lambda} \cdot \phi(t) - \lambda_i \cdot c_i(t),\end{aligned}$$

donde:

- $\phi(t)$: variable proporcional al nivel de flujo (por ejemplo, la potencia de fisión),
- $c_i(t)$: concentración del grupo i de precursores de la fisión,
- Γ_R : peso por unidad de movimiento o longitud del elemento absorbente involucrado,
- Γ_{TK} : coeficiente de reactividad respecto a la temperatura del refrigerante,
- Γ_{DK} : coeficiente de reactividad respecto a la densidad del refrigerante,
- Γ_{TM} : coeficiente de reactividad respecto a la temperatura del moderador,
- Γ_{DM} : coeficiente de reactividad respecto a la densidad del moderador,
- Γ_U : coeficiente de reactividad respecto a la temperatura del combustible,
- Γ_X : coeficiente de reactividad respecto a la concentración de xenon,
- $\Delta T_K(t)$: diferencia de temperatura media del refrigerante respecto al valor inicial,
- $\Delta \delta_K(t)$: diferencia de densidad media del refrigerante respecto al valor inicial,
- $\Delta T_M(t)$: diferencia de temperatura media del moderador respecto al valor inicial,
- $\Delta \delta_M(t)$: diferencia de densidad media del moderador respecto al valor inicial,
- $\Delta X(t)$: diferencia de concentración media de xenon respecto al valor inicial, y
- $\lambda_i, \Lambda, \beta_i, \beta$: parámetros cinéticos del reactor.

De esta forma, si se conoce la evolución $\phi(t)$ y el valor de los demás parámetros, se puede determinar dinámicamente al coeficiente Γ_U . En este sentido, se propone realizar dicho transitorio con los dos modelos de planta: WIMS y DRAGON. Una vez determinadas las evoluciones de los parámetros termohidráulicos y el xenón (pesados con el cuadrado de la potencia de fisión inicial) y calculados los coeficientes de reactividad correspondientes a cada parámetro (ver sección 3.1) se procede a calcular Γ_U . La implementación del método de ajuste de parámetros a utilizar en estos cálculos se realiza a través de la herramienta *wasora* (Ref. [5]) dado que permite realizar dicha tarea de forma flexible.

3.1. Cálculos auxiliares y consideraciones del método

Los coeficientes de reactividad necesarios para el cálculo de Γ_U se obtuvieron a partir de cálculos estáticos realizando perturbaciones de los parámetros en todo el reactor y determinando la reactividad resultante. Los cálculos de reactividad realizados con el modelo clásico (WIMS) y el modelo detallado (DRAGON) y el modelo simple (DRAGON) se ven reflejados en las figuras 5–13 y sus resultados se resumen en la tabla 2.

Modelos	Clásico (WIMS)	Detallado (DRAGON)
Γ_{TK} [pcm/K]	2.10	1.48
Γ_{DK} [pcm/kg cm ⁻³]	-1.12	-1.00
Γ_{TM} [pcm/K]	-7.02	5.73
Γ_{DM} [pcm/kg cm ⁻³]	-	13.07
Γ_X [pcm/cm ⁻³]	2.23×10^{-11}	2.15×10^{-11}

Tabla 2: Coeficientes de reactividad obtenidos a partir de cálculos estáticos para los diferentes modelos.

El coeficiente de reactividad por temperatura del refrigerante presenta una diferencia relativa muy significativa (del orden del 40 %) entre el modelo que utiliza secciones eficaces de DRAGON contra el que utiliza las de WIMS. Por otro lado, para la densidad del refrigerante, esta diferencia relativa es del 13 %. El modelo clásico que emplea secciones eficaces de WIMS posee acoplada la temperatura del moderador con su densidad, motivo por el cual no es posible calcular aisladamente Γ_{TM} y Γ_{DM} . Por esta razón, el coeficiente Γ_{TM} que se obtiene con el modelo clásico corresponde a un coeficiente acoplado. Por último, las diferencias entre los coeficientes de reactividad por concentración de xenón son despreciables.

Las siguientes consideraciones deben ser tenidas en cuenta para una correcta aplicación del método de ajuste de parámetros:

- Dado que las secciones eficaces incrementales de los elementos de control no han sido recalculadas con los modelos que utilizan secciones eficaces de DRAGON, se espera que la reactividad introducida por las barras sea prácticamente la misma en las diferentes simulaciones.
- Es necesario constatar de alguna manera que el uso de los mismos parámetros cinéticos en la reproducción puntual de cada uno de los diferentes modelos sea correcto.

- Como luego se verá, la semilla inicial de Γ_U elegida en las simulaciones con los modelos de DRAGON difiere de la utilizada a partir de la evolución obtenida con el modelo clásico. Esto ocurre debido a que el método de ajuste de parámetros converge según el error *relativo* entre dos iteraciones consecutivas, por lo que elegir una semilla lejana a la solución llevará a una convergencia insatisfactoria del método. Una buena estrategia es elegir la misma semilla para los dos modelos (WIMS y DRAGON). Luego, tomar el resultado obtenido como semilla inicial de un segundo cálculo y repetir si es necesario.

3.2. Resultados

En las figuras 14 y 16 se muestran las evoluciones de las potencias de fisión y el resultado del ajuste con el modelo clásico, detallado y simple respectivamente. Por otro lado, las figuras 15 y 17 presentan las contribuciones a la reactividad total de cada uno de los parámetros termohidráulicos, el xenón y los elementos de control durante los transitorios propuestos. Los resultados del coeficiente Γ_U a partir de éste método se resumen en la tabla 3.

Modelo clásico (WIMS)	Modelo detallado (DRAGON)
-0.46 pcm/K	-0.25 pcm/K

Tabla 3: Coeficientes Γ_U obtenidos a partir de cálculos transitorios y mediante evoluciones en DyPRA utilizando los diferentes modelos.

Los resultados presentados en la tabla 1 junto a los correspondientes a la tabla 3 poseen una excelente concordancia, lo que permite concluir que, entre otras cosas,

- el método de ajuste de parámetros a modelos matemáticos ha sido implementado satisfactoriamente,
- en el transitorio propuesto los fenómenos son separables (pueden pensarse otras formas de verificar esto), y
- dado que en todos los casos el contraste entre los coeficientes Γ_U calculados estáticamente con los calculados a partir del método de ajuste de parámetros es satisfactorio, se infiere que los parámetros cinéticos empleados describen adecuadamente a cada uno de los modelos.

Por último, debido a que en el ajuste propuesto se permitió variar tanto a Γ_R como Γ_U , el lector puede preguntarse si aquí se ha obtenido alguna solución que no sea necesariamente la única (es decir, exista otra solución no trivial que permita reproducir la evolución de la potencia de fisión mediante cinética puntual). El hecho de que los coeficientes Γ_R obtenidos a partir de los ajustes realizados sobre la potencia de fisión para los modelos de WIMS y de DRAGON detallado sean prácticamente iguales determina que la solución encontrada es la correcta. Más aún, cálculos estáticos del peso de barra arrojan los mismos resultados.

Comparando las figuras 15 y 17 es posible evidenciar como la reactividad aportada por el combustible se opone más al cambio en el modelo clásico que emplea secciones eficaces generadas con WIMS. Más aún, si se comparan las evoluciones de las potencias de fisión de las figuras 14 y 16 puede verse que en el segundo caso la potencia llega a un valor menor (para la misma inserción de reactividad del banco G20). Por supuesto que la diferencia entre las evoluciones de la potencia de fisión toma en cuenta no sólo las diferencias existentes entre los coeficientes Γ_U , si no que además considera todas las discrepancias entre los coeficientes, pero demuestra que como resultado el reactor modelado con las secciones eficaces de DRAGON resulta más inestable dado que se opone menos al cambio.

4. Medición en planta y comparación con los modelos computacionales

La medición del coeficiente *doppler* en la planta se realizó con el método descrito en [4] utilizando las evoluciones del nivel de flujo reportadas por las cámaras *excores*. A diferencia de la aplicación del método descrita en la sección 3, en este caso se resuelven además las ecuaciones de la dinámica del xenón y yodo, es decir,

$$\begin{aligned} P_k(t) &= \frac{\phi(t)}{\phi_0} \cdot P_{k0} \\ \frac{dI}{dt} &= \frac{\phi(t)}{\phi_0} \cdot P_{k0} \cdot \gamma_I - \lambda_I \cdot I(t), \\ \frac{dX}{dt} &= \frac{\phi(t)}{\phi_0} \cdot P_{k0} \cdot \gamma_X + \lambda_I \cdot I(t) - \lambda_X \cdot X(t) - \sigma_X \cdot X(t) \frac{\phi(t)}{\phi_0} \cdot P_{k0}, \end{aligned}$$

donde I y X son las concentraciones de yodo y xenón, $\gamma_I, \gamma_X, \lambda_I, \lambda_X$ y σ_X son propiedades nucleares de dichos elementos y $P_k(t)$ es la potencia instantánea normalizada. El valor de dichas constantes junto al coeficiente de reactividad por xenón fueron tomados de Ref. [6].

Los coeficientes de realimentación determinados a partir de mediciones en planta son:

$$\begin{aligned} \Gamma_{TK}[\text{pcm/K}] &= 3.895, \\ \Gamma_{TM}[\text{pcm/K}] &= 26.8 - 15.88 \times 10^{-2} \cdot T_M(t)[^\circ\text{C}]. \end{aligned}$$

Γ_{TM} es función de la temperatura del moderador y, como puede verse en la figura 18, varía considerablemente en el rango de interés (temperatura de entrada y salida del moderador en operación al 100 %), cambiando incluso de signo. Debe notarse que estos coeficientes son acoplados y más adelante se realizará una comparación a modo de validación contra los modelos computacionales.

La medición del coeficiente de reactividad por temperatura del moderador en planta no se realizó a baja potencia, por lo que se decidió tomar como temperatura representativa del mismo a la media entre la entrada y la salida. Por otra parte, esta dependencia lineal de Γ_{TM} con la temperatura es referida a condiciones de agua pesada borada y de menor pureza a la de diseño. Por estos motivos, como luego veremos, es difícil estimar correctamente la reactividad introducida por variaciones en la temperatura del moderador en las condiciones del experimento realizado en la planta. Así mismo, es necesario tener en cuenta que cuando un coeficiente de reactividad no es constante, es la reactividad introducida en cada sector del reactor la que debe ser pesada adecuadamente. En el caso particular

donde el coeficiente es constante, es indistinto pesar las reactividades o el parámetro termohidráulico y luego obtener la reactividad. Como puede verse, todas estas consideraciones son limitaciones del método discutido en la sección 3 y serán abordadas en la sección 4.1.

4.1. Resultados

Se procesaron y analizaron los datos de una medición en planta con el fin de estimar el coeficiente Γ_U . Los detalles de la medición, análisis de datos y resultados se presentan en [7]. De todas maneras, aquí se discutirá acerca de algunas consideraciones tomadas en cuenta para la determinación del coeficiente en aquel informe técnico. En primera instancia, obsérvese la figura 19, en donde se muestra el ajuste a una medición de una cámara *excore* (proporcional al nivel de flujo) teniendo en cuenta el método de ajuste de parámetros a modelos matemáticos de la planta. El coeficiente Γ_U obtenido se sustenta en las siguientes premisas:

- los parámetros cinéticos describen adecuadamente a la central nuclear;
- las constantes del xenón describen adecuadamente la dinámica del xenón en el reactor y durante el transitorio analizado;
- las evoluciones de los parámetros termohidráulicos obtenidas a partir de un modelo termohidráulico de la central se corresponden con las evoluciones reales durante la experiencia en el reactor; y
- los coeficientes de reactividad medidos son aplicados correctamente al método.

Las últimas dos premisas requieren de un análisis detallado. Por un lado, es importante que la experiencia en el reactor sea realizada de forma tal que los modelos termohidráulicos de la planta puedan reproducir fielmente la evolución de los parámetros termohidráulicos dada la misma evolución de potencia. Por otro lado, es conveniente entrar en el detalle de los coeficientes de reactividad utilizados para deducir que parte de la reactividad total corresponde a cada parámetro termohidráulico (a excepción del combustible) o xenón. En la figura 20 se presentan las contribuciones a la reactividad total de cada uno de los parámetros termohidráulicos, el xenón y barras¹. Para computar la reactividad introducida por el moderador en la planta durante este transitorio se tomó, tiempo a tiempo, la temperatura pesada calculada mediante un modelo termohidráulico de la planta y se multiplicó al coeficiente correspondiente con la variación del parámetro. Esta forma de computar la reactividad introducida es correcta siempre y cuando el coeficiente sea constante. Sin embargo, en este caso se utilizó:

$$\Delta\rho_{TM}(t) = \Gamma_{TM}(t) \cdot \Delta T_M(t) = (26.8 - 15.88 \times 10^{-2} \cdot T_M(t)) \cdot \Delta T_M(t),$$

¹En este caso, puede verse la amplia diferencia que existe entre la reactividad introducida por la evolución del moderador con respecto a las figuras 15 y 17, fenómeno que refleja las importantes diferencias entre el coeficiente de reactividad por temperatura del moderador medido en planta (en sus condiciones) con los modelos computacionales que emplean secciones eficaces de WIMS y DRAGON (condiciones de diseño).

por lo que se infirió en un error. Cuando el coeficiente no es constante, la forma correcta es computar las variaciones de reactividad espacialmente y posteriormente pesarlas. Para demostrar esto, puede plantearse el siguiente ejercicio mental. Observando la figura 25, que representa la ecuación anterior, si la temperatura del moderador aumenta *únicamente* en la entrada (sector frío), en la realidad se introduciría una reactividad positiva al sistema. Sin embargo, si se computa la variación de reactividad a partir de la variación de la temperatura del moderador pesada adecuadamente, la reactividad introducida al sistema sería negativa (ya que la temperatura del moderador pesada adecuadamente en el estado estacionario se encuentra en la región con pendiente negativa de la parábola). Esto nos indica que el método de ajuste de parámetros no es *necesariamente* correcto cuando se realiza la experiencia utilizando coeficientes de reactividad no constantes, más aún cuando presentan una dependencia tan importante. Además, demuestra que la forma correcta de computar la reactividad introducida por la variación de un parámetro cuyo coeficiente de reactividad no es constante debe realizarse pesando adecuadamente la contribución de reactividad en cada sector del reactor. En este contexto, si la reactividad aportada por la evolución del moderador ha sido erróneamente computada al aplicar el método, el coeficiente Γ_U obtenido no es el correcto. Es más, realizar un estudio de sensibilidad sobre el coeficiente Γ_{TM} utilizado no es lo correcto dado que, como se presenta en la figura 18, éste presenta una gran variación. Por último, existen otros detalles a tener en cuenta, como por ejemplo, que el coeficiente Γ_{TM} utilizado sea consistente con la condición de la planta el día de la experiencia (en la Ref. [8] se utiliza la misma expresión del coeficiente luego de un mes y medio de su determinación).

La tabla 4 compara los todos los coeficientes Γ_U obtenidos con los diferentes modelos computacionales y la planta.

Modelos	Clásico	Detallado	Planta
Cálculo estacionario	-0.48 pcm/K	-0.25 pcm/K	-
Cálculo transitorio	-0.46 pcm/K	-0.25 pcm/K	-0.14 pcm/K

Tabla 4: Coeficientes Γ_U obtenidos a partir de cálculos estacionarios y transitorios.

A partir de los cálculos presentados en esta sección queda claro que el modelo desarrollado que emplea secciones eficaces de DRAGON modela mucho mejor la planta que el modelo clásico, el cual emplea secciones eficaces de WIMS. Más aún, debido a los conceptos detallados previamente se entiende que el valor del coeficiente obtenido mediante mediciones de planta probablemente deba ser recalculado.

De la misma manera y como una forma de validar los modelos, es posible comparar los coeficientes de reactividad acoplados que resultan de los mismos. Para el caso de los modelos computacionales, si se toma el cociente de la reactividad aportada por el refrigerante y se divide por la variación de la temperatura de éste parámetro ($\Delta T_K(t)$), se obtiene el coeficiente de reactividad por temperatura del refrigerante acoplado. El resultado de dicho cálculo puede verse en las figuras 21 y 22 para los dos modelos. Al comienzo del transitorio, la temperatura y densidad del refrigerante prácticamente no cambian, incluso al introducir las barras, por lo que la determinación del coeficiente presenta esas bruscas variaciones. Posteriormente puede verse como el coeficiente tiende a $\Gamma_{TK} = 4.8$ pcm/K para el modelo clásico y a $\Gamma_{TK} = 3.9$ pcm/K para el modelo detallado, mientras que el coeficiente medido en planta corresponde a $\Gamma_{TK} = 3.9$ pcm/K.

El mismo procedimiento fue repetido para el moderador. Los resultados del cálculo pueden verse en las figuras 23 y 24 para ambos modelos. Como previamente se mencionó, el modelo de WIMS representa las variaciones del moderador de forma acoplada, por lo que el cociente resulta ser constante y equivalente al reportado en la sección 3.1, tal como puede verse en la figura 23. Para los modelos computacionales que se tratan en este trabajo, el coeficiente de reactividad por temperatura y densidad del moderador es constante con la temperatura del moderador, mientras que para las condiciones de planta no lo era (agua pesada borada y con pureza degradada). Por ello no es posible comparar estos coeficientes (véase que $\Gamma_{TM} = -0.5$ pcm/K a 172 °C, temperatura pesada adecuadamente para el núcleo estacionario al 100 % de potencia, muy diferente a $\Gamma_{TM} = -7.02$ pcm/K y $\Gamma_{TM} = -10.2$ pcm/K obtenidos con el modelo clásico y detallado respectivamente).

5. Conclusiones

Las conclusiones principales de este trabajo son:

- El valor de coeficiente *doppler* obtenido con el modelo que emplea secciones eficaces de DRAGON se acercan más al medido en planta que el valor calculado con el modelo clásico que emplea secciones eficaces de WIMS. Este resultado ocurre para los dos métodos de cálculo: el estático y el transitorio.
- Los resultados con ambos métodos de cálculo, el estático y el transitorio, dan resultados similares con cada modelo. En otros experimentos transitorios, por ejemplo una reducción de potencia aún mayor que la realizada a partir del transitorio propuesto, es de esperar que los coeficientes con ambos métodos sean distintos ya que el coeficiente depende de la misma.
- Dado que el coeficiente *doppler* depende del quemado del núcleo es fundamental tener una distribución de quemados lo más representativa posible.
- Las mediciones experimentales deberían realizarse sobre el reactor en condiciones reproducibles mediante el método de ajuste de parámetros a modelos matemáticos. Esto prevé que los coeficientes de reactividad sean constantes. Sin embargo, en el caso que la planta no esté en condiciones nominales y el coeficiente por temperatura del moderador no sea constante, es posible modelar en DRAGON y posteriormente en núcleo la dependencia no lineal de las secciones eficaces con la temperatura del moderador.
- El coeficiente Γ_{TK} acoplado calculado con el modelo que emplea las secciones eficaces de DRAGON reproduce adecuadamente lo medido en planta, mientras que las secciones eficaces de WIMS distan de hacerlo.
- Es indistinto que el peso de barra obtenido a partir de cálculos de núcleo o mediciones en planta sean diferentes. Son numerosos los motivos por los cuales esto ocurre: posiciones iniciales de barras diferentes entre la configuración simulada en DyPRA y el transitorio realizado en la planta, secciones eficaces incrementales que no reproducen exactamente la curva S de la barra, etc.
- Se ha demostrado que la aplicación del método de ajuste de la Ref. [4] es correcto. Dentro de este esquema vimos que posiblemente no es necesario recalcular los parámetros cinéticos para las secciones eficaces de DRAGON.

A. Figuras

Páginas 15–31.

Referencias

- [1] A. Hébert G. Marleau y R. Roy. *A USER GUIDE FOR DRAGON VERSION5*. Inglés. Inf. téc. IGE-335. Institut de génie nucléaire, Département de génie mécanique, École Polytechnique de Montréal, 2015.
- [2] R. Vignolo y G. Giuntoli. *Celda combustible de Atucha II en DRAGON*. Inf. téc. 10527-N-IT16-317. TECNA S.A., 2016.
- [3] G. Theler. *Cálculo de condiciones de estado estacionario de la CNA2 con DyPRA*. Inf. téc. 10105-G-IT-019. TECNA S.A., 2012.
- [4] G. Theler. *Estimación del coeficiente de reactividad por temperatura del combustible mediante ajuste de modelos matemáticos a mediciones experimentales*. Inf. téc. 10105-G-IT-101. TECNA S.A., 2013.
- [5] G. Theler. *Description of the computational tool wasora*. Inglés. Inf. téc. CIT-WSWA-TD-9E3D. 2016.
- [6] J. P. Gómez Omil, G. Theler y R. Vignolo. *Cálculo de los coeficientes para la ecuación puntual de Xenon y de Iodo a partir de cálculos espaciales*. Inf. téc. 10527-N-IT15-309. TECNA S.A., 2015.
- [7] R. Vignolo y G. Theler. *Estimación del coeficiente de reactividad por temperatura del combustible con núcleo en equilibrio al 100 por ciento de potencia*. Inf. téc. 10527-N-IT15-109. TECNA S.A., 2015.
- [8] R. Vignolo y G. Theler. *Estimación del coeficiente de reactividad por temperatura del combustible con núcleo en equilibrio al 90 por ciento de potencia*. Inf. téc. 10527-N-IT15-108. TECNA S.A., 2015.

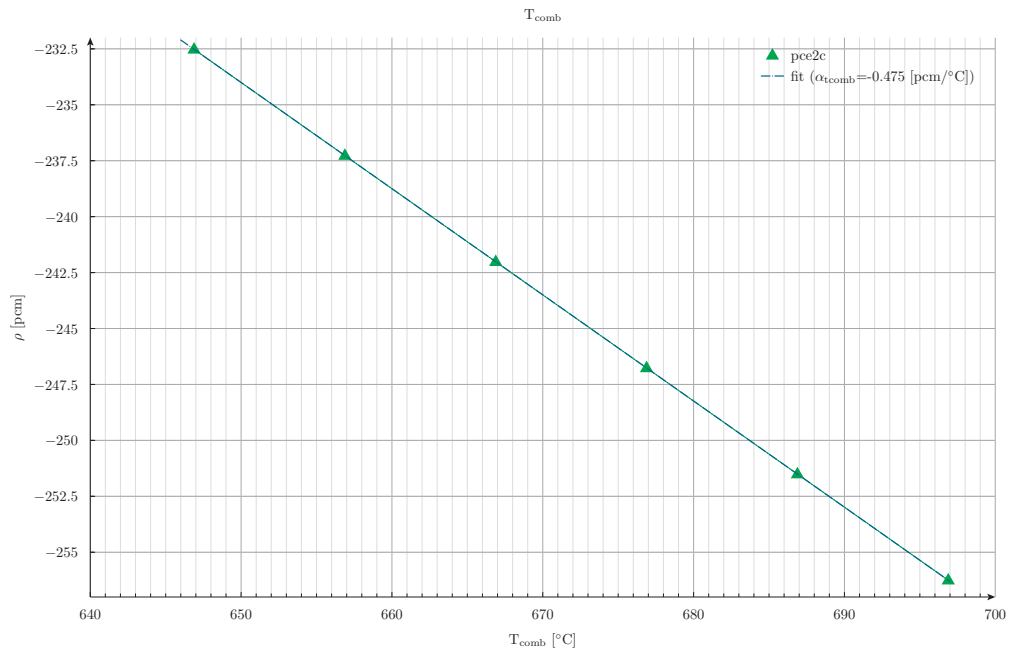


Figura 1: Reactividad en función de la temperatura del combustible obtenida a partir del modelo clásico (secciones eficaces de WIMS) con cálculos estáticos.

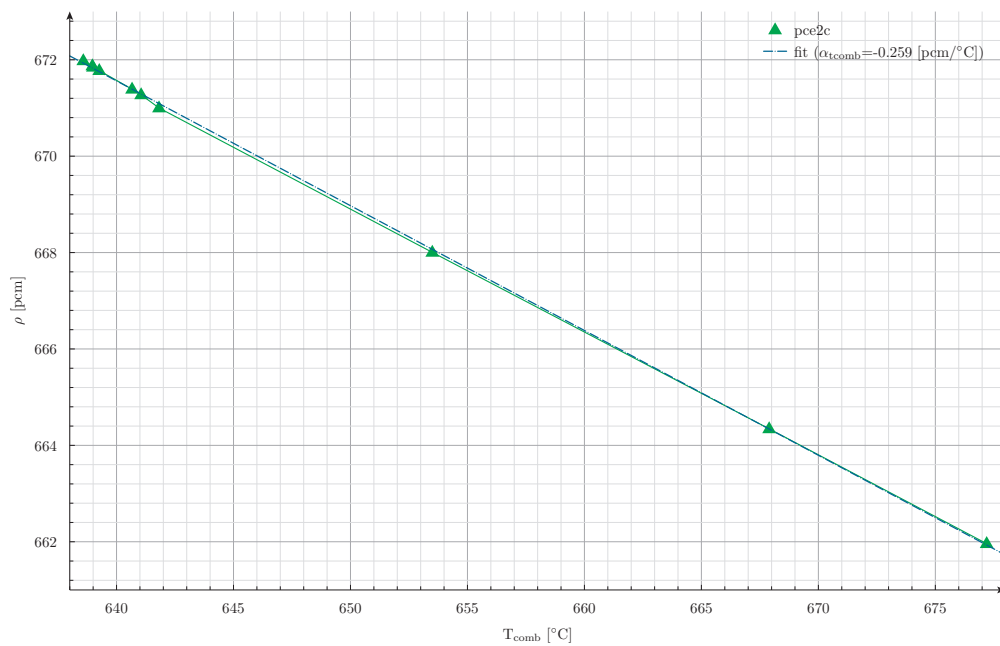


Figura 2: Reactividad en función de la temperatura del combustible obtenida a partir del modelo detallado (secciones eficaces de DRAGON) con cálculos estáticos y distribuciones de $\theta_k(i, j)$ correspondientes a diferentes tiempos del transitorio de bajada de potencia del 100 % al 90 %.

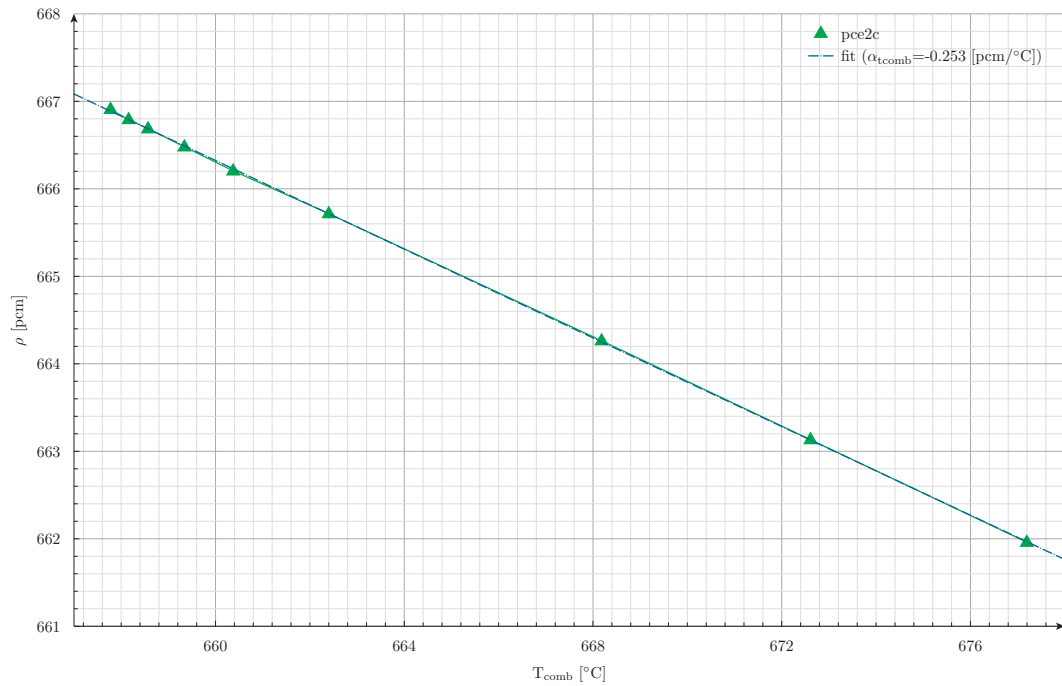


Figura 3: Reactividad en función de la temperatura del combustible obtenida a partir del modelo detallado (secciones eficaces de DRAGON) con cálculos estáticos y distribuciones de $\theta_k(i, j)$ correspondientes a diferentes tiempos del transitorio de bajada de potencia del 100 % al 95 %.

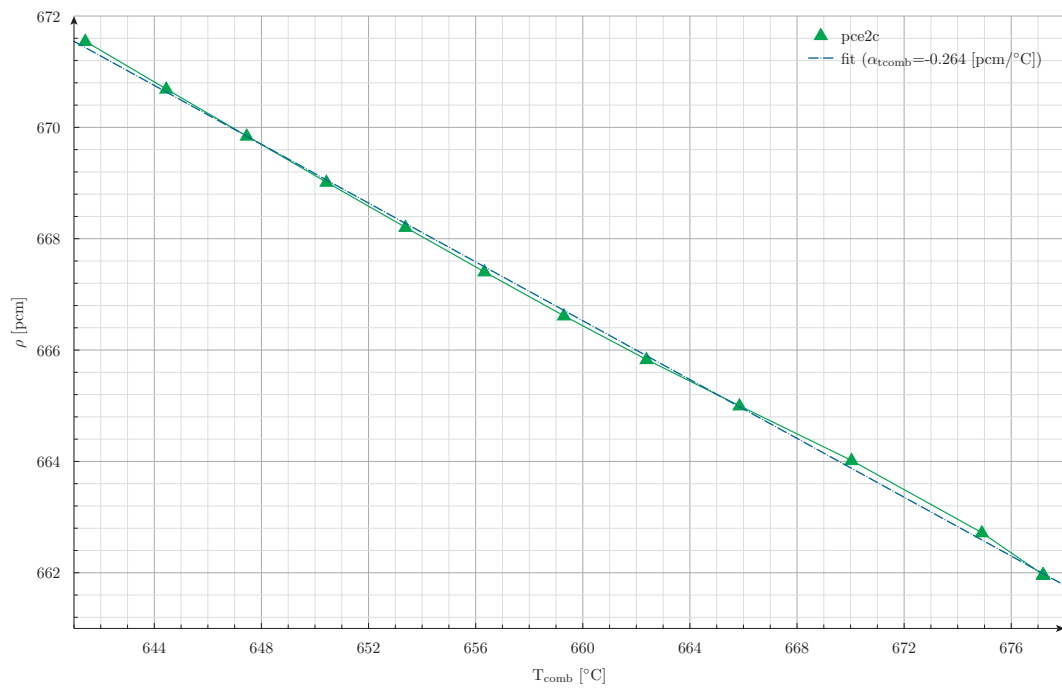


Figura 4: Reactividad en función de la temperatura del moderador obtenida a partir del modelo detallado (secciones eficaces de DRAGON) con cálculos estáticos y distribuciones de $\theta_k(i, j)$ correspondientes a diferentes tiempos del transitorio de inserción de 9 pasos del banco G20.

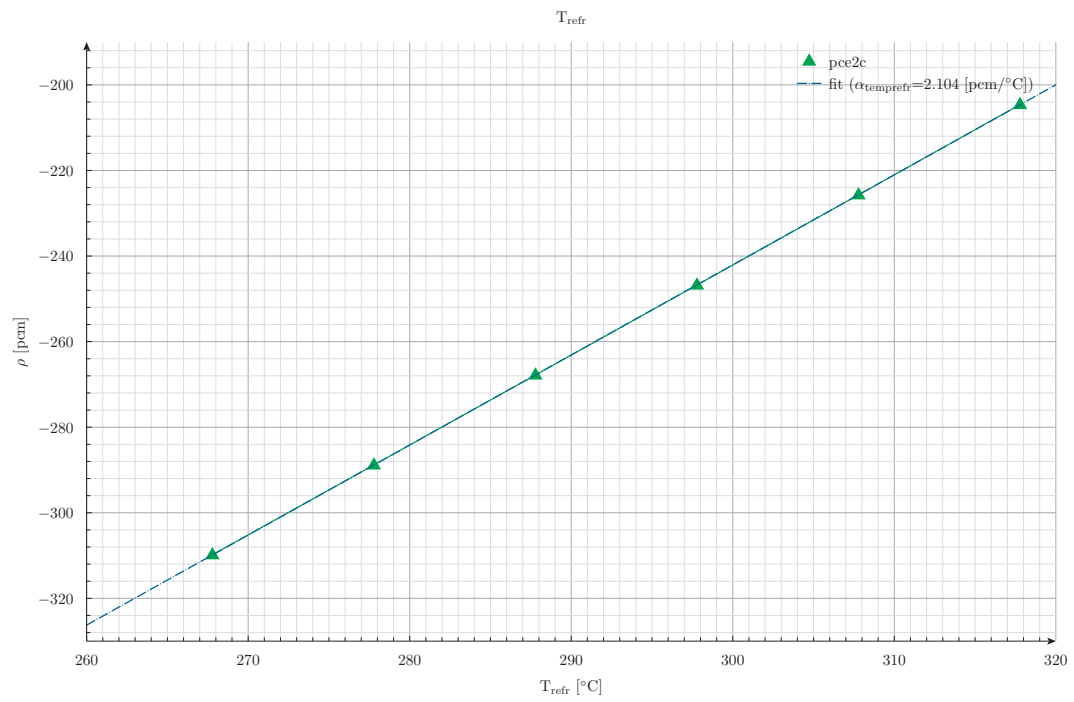


Figura 5: Reactividad en función de la temperatura del refrigerante obtenida a partir del modelo clásico (secciones eficaces de WIMS) con cálculos estáticos.

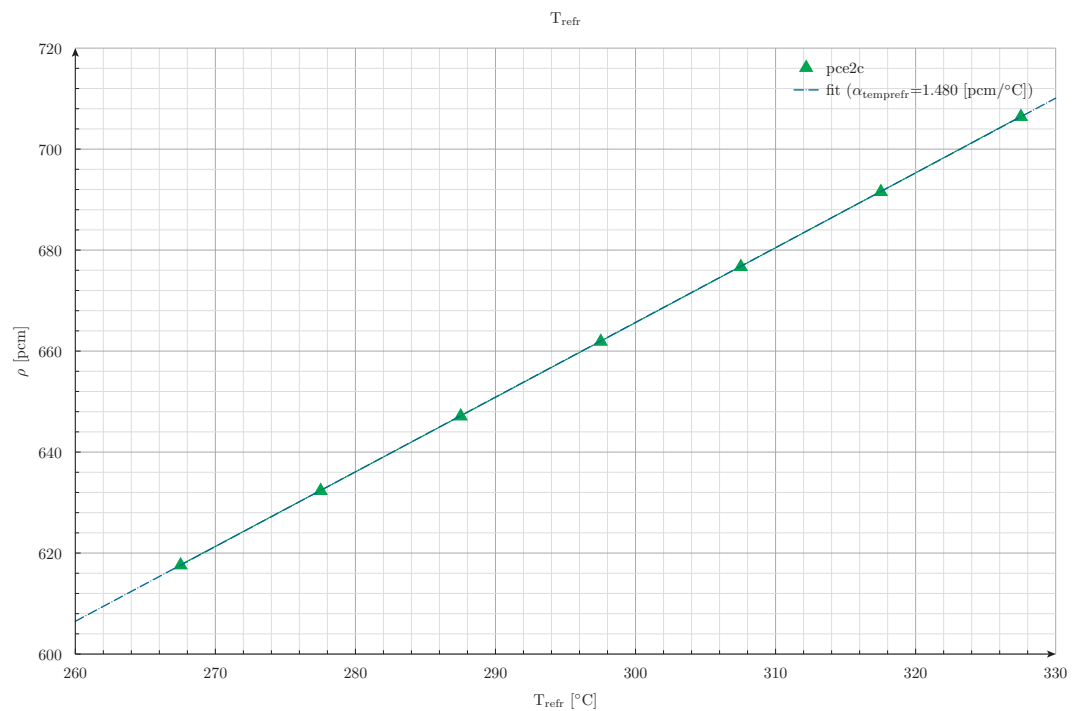


Figura 6: Reactividad en función de la temperatura del refrigerante obtenida a partir del modelo detallado (secciones eficaces de DRAGON) con cálculos estáticos.

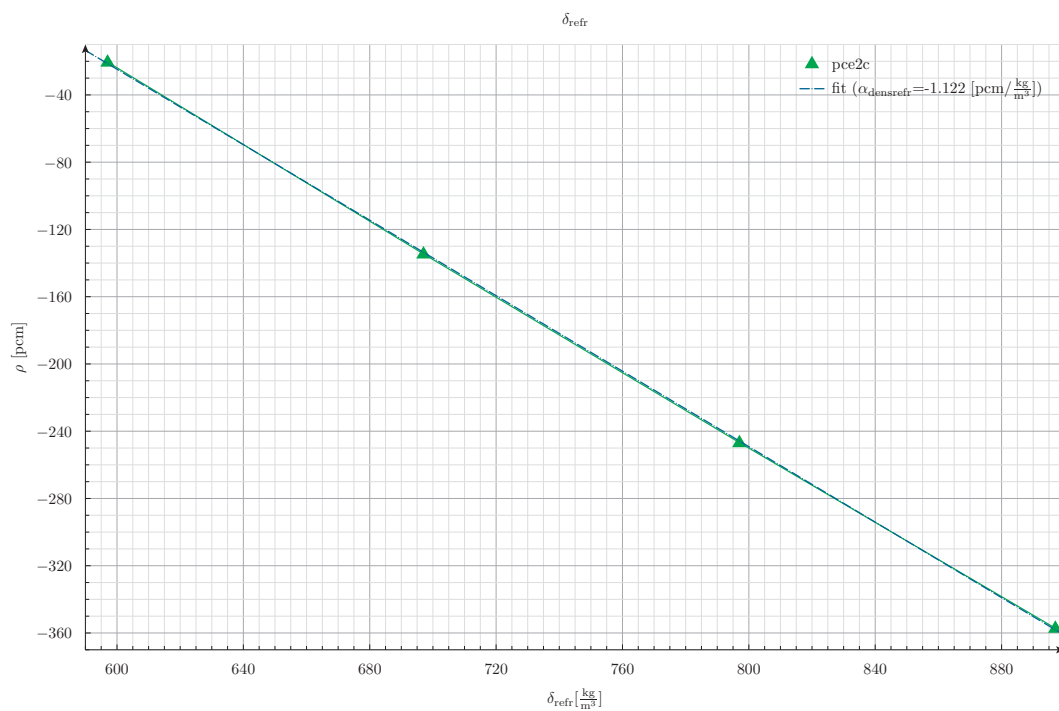


Figura 7: Reactividad en función de la densidad del refrigerante obtenida a partir del modelo clásico (secciones eficaces de WIMS) con cálculos estáticos.

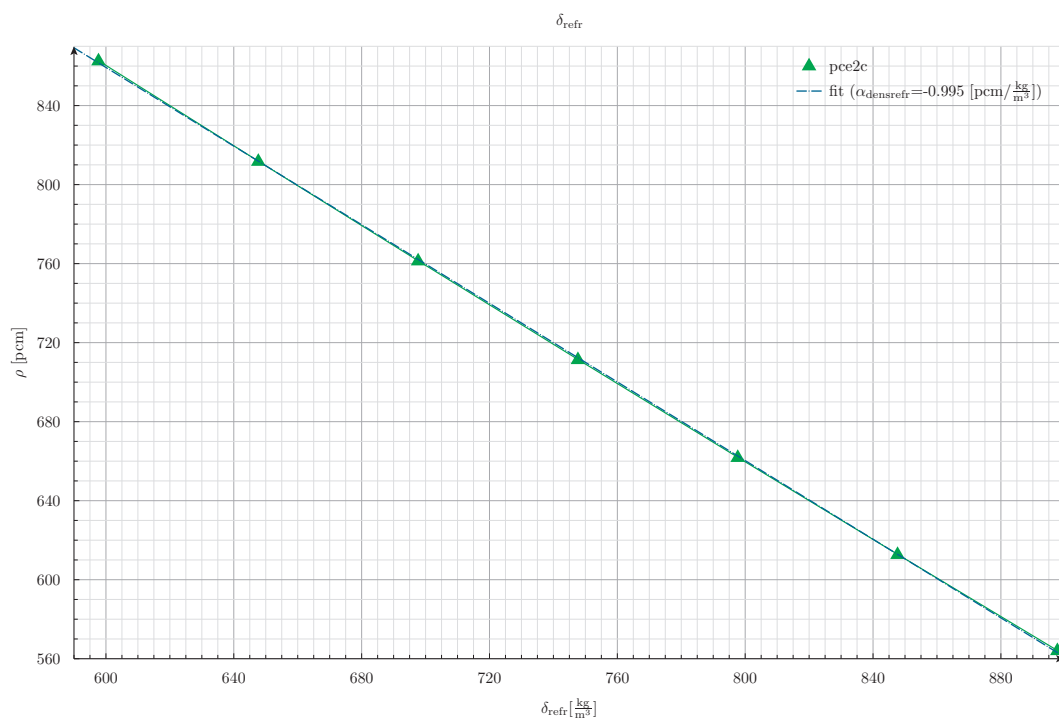


Figura 8: Reactividad en función de la densidad del refrigerante obtenida a partir del modelo detallado (secciones eficaces de DRAGON) con cálculos estáticos.

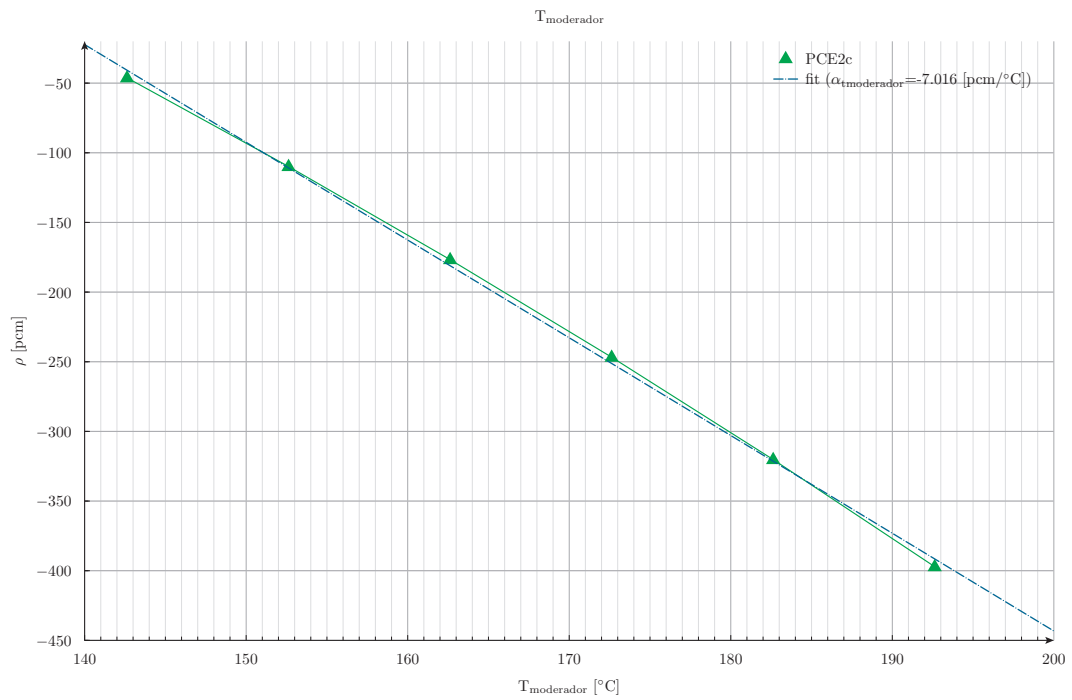


Figura 9: Reactividad en función de la temperatura del moderador obtenida a partir del modelo clásico (secciones eficaces de WIMS) con cálculos estáticos.

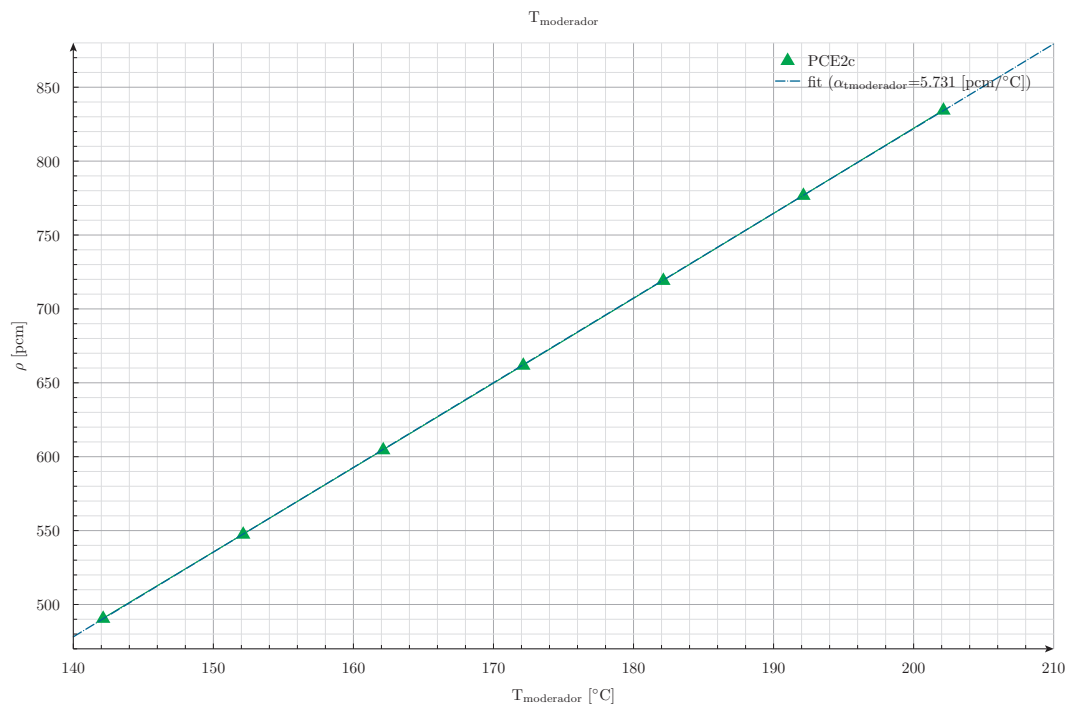


Figura 10: Reactividad en función de la temperatura del moderador obtenida a partir del modelo detallado (secciones eficaces de DRAGON) con cálculos estáticos.

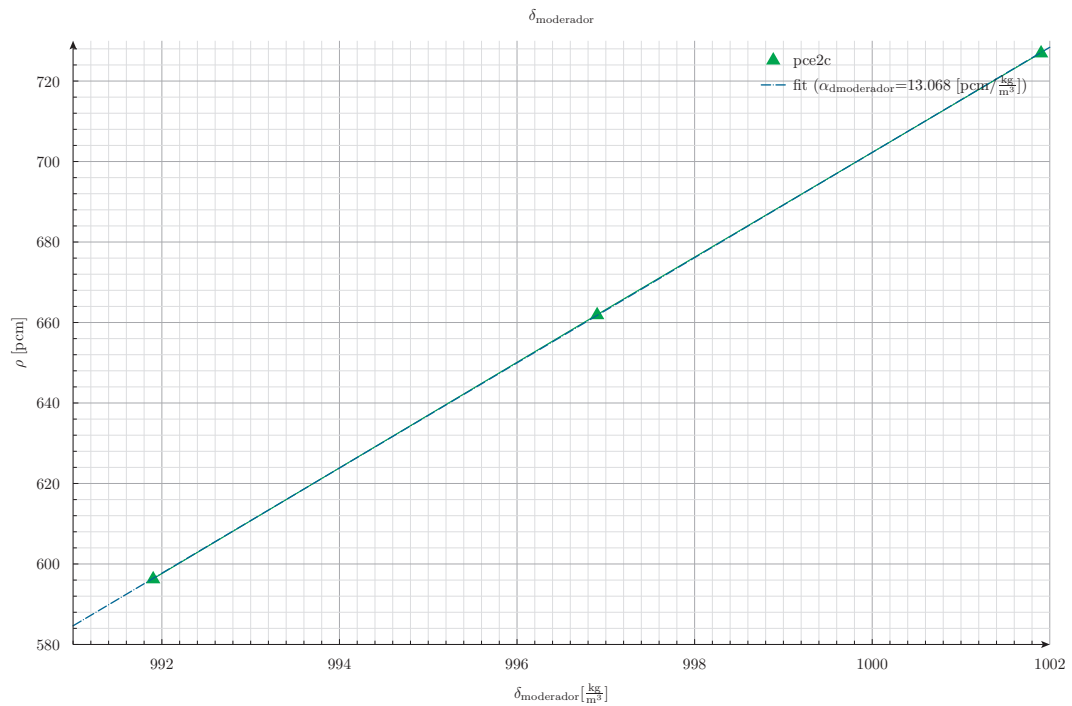


Figura 11: Reactividad en función de la densidad del moderador obtenida a partir del modelo detallado (secciones eficaces de DRAGON) con cálculos estáticos. Obsérvese que las perturbaciones realizadas para calcular al coeficiente son pequeñas, sin embargo, para perturbaciones de $\pm 50 \text{ kg m}^{-3}$ el resultado es exactamente el mismo.

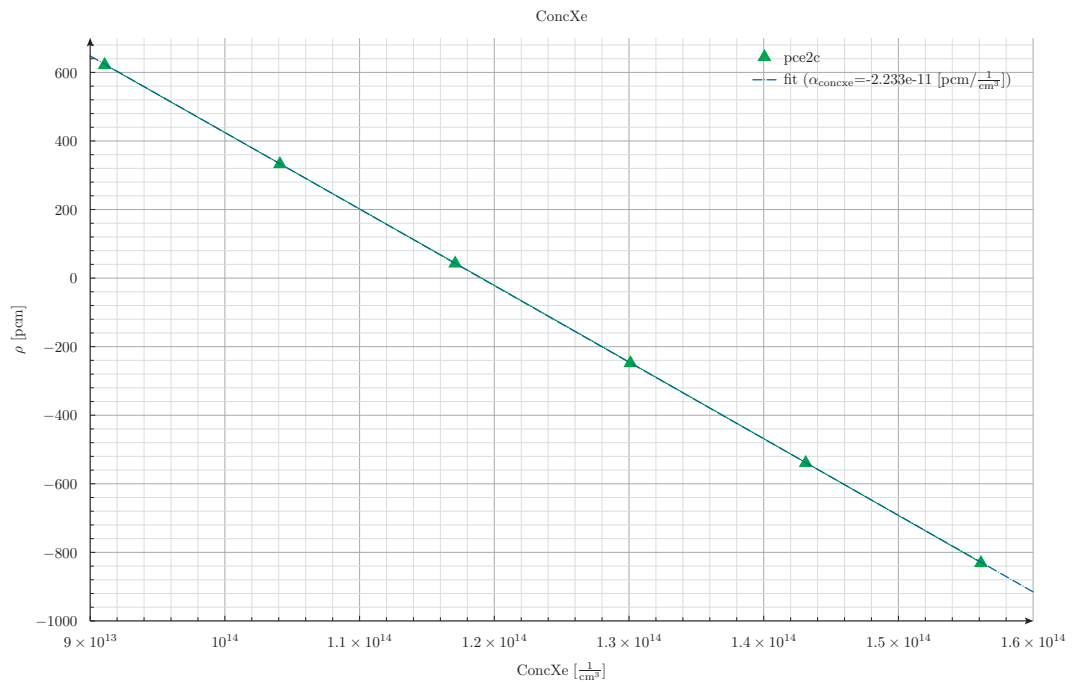


Figura 12: Reactividad en función de la concentración de xenon en retículo de representación obtenida a partir del modelo clásico (secciones eficaces de WIMS) con cálculos estáticos.

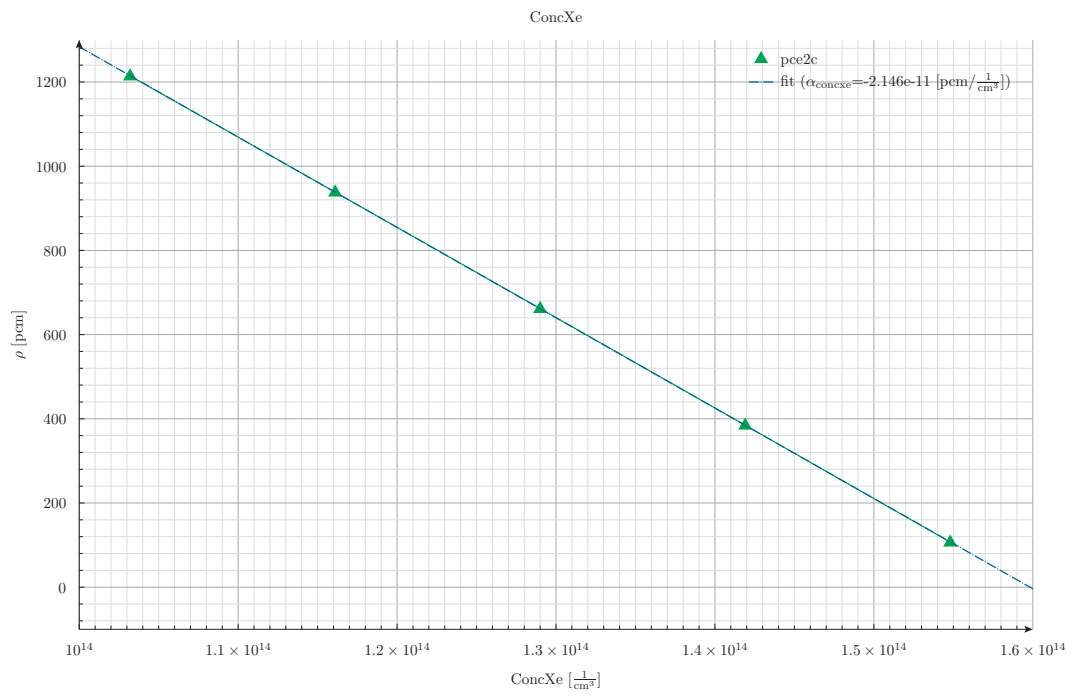


Figura 13: Reactividad en función de la concentración de xenon en reticulado de representación obtenida a partir del modelo detallado (secciones eficaces de DRAGON) con cálculos estáticos.

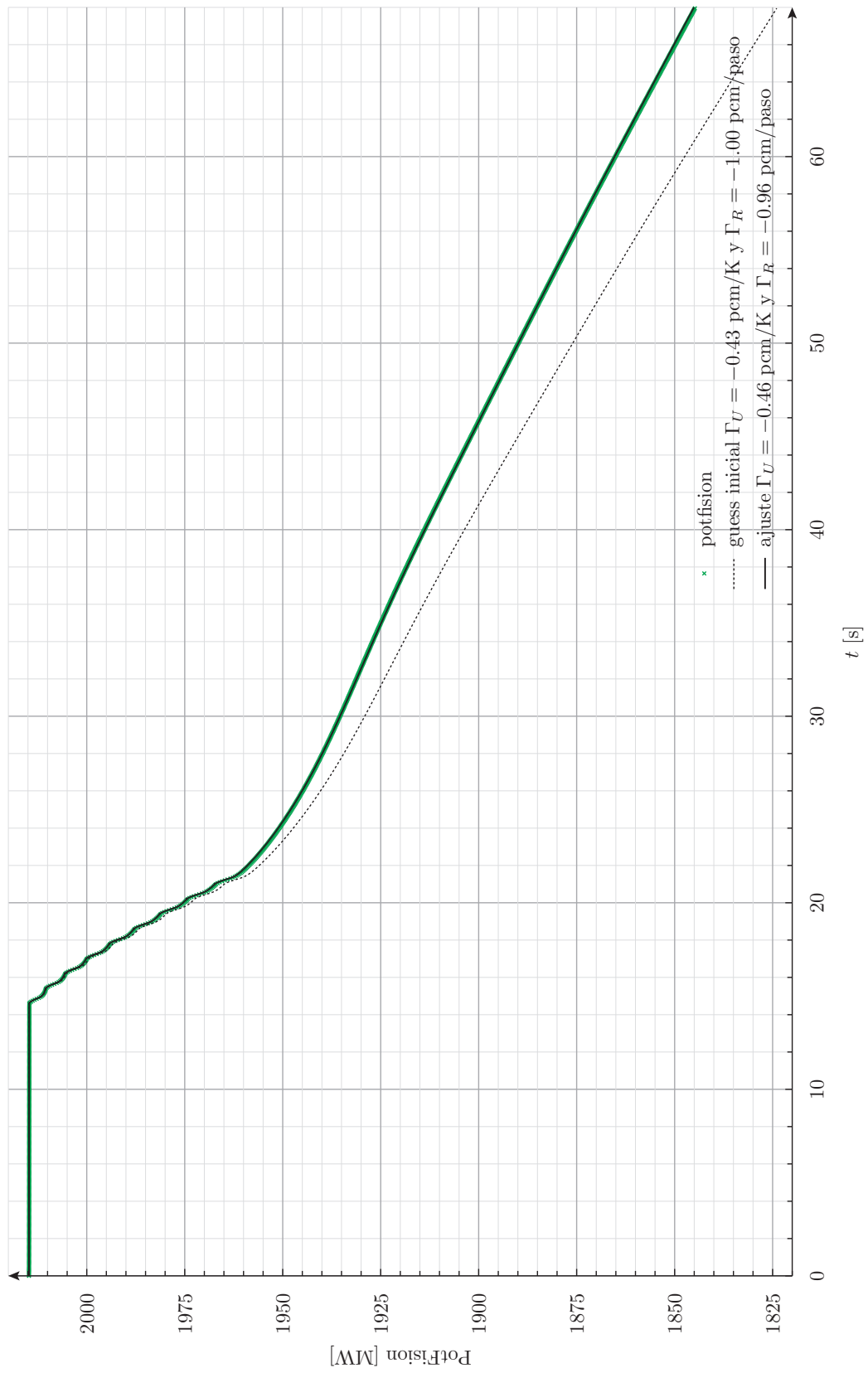


Figura 14: Ajuste final para la obtención del coeficiente de reactividad Γ_U según la potencia de fisión obtenida mediante un transitorio en DyPRA con las secciones eficaces de WIMS.

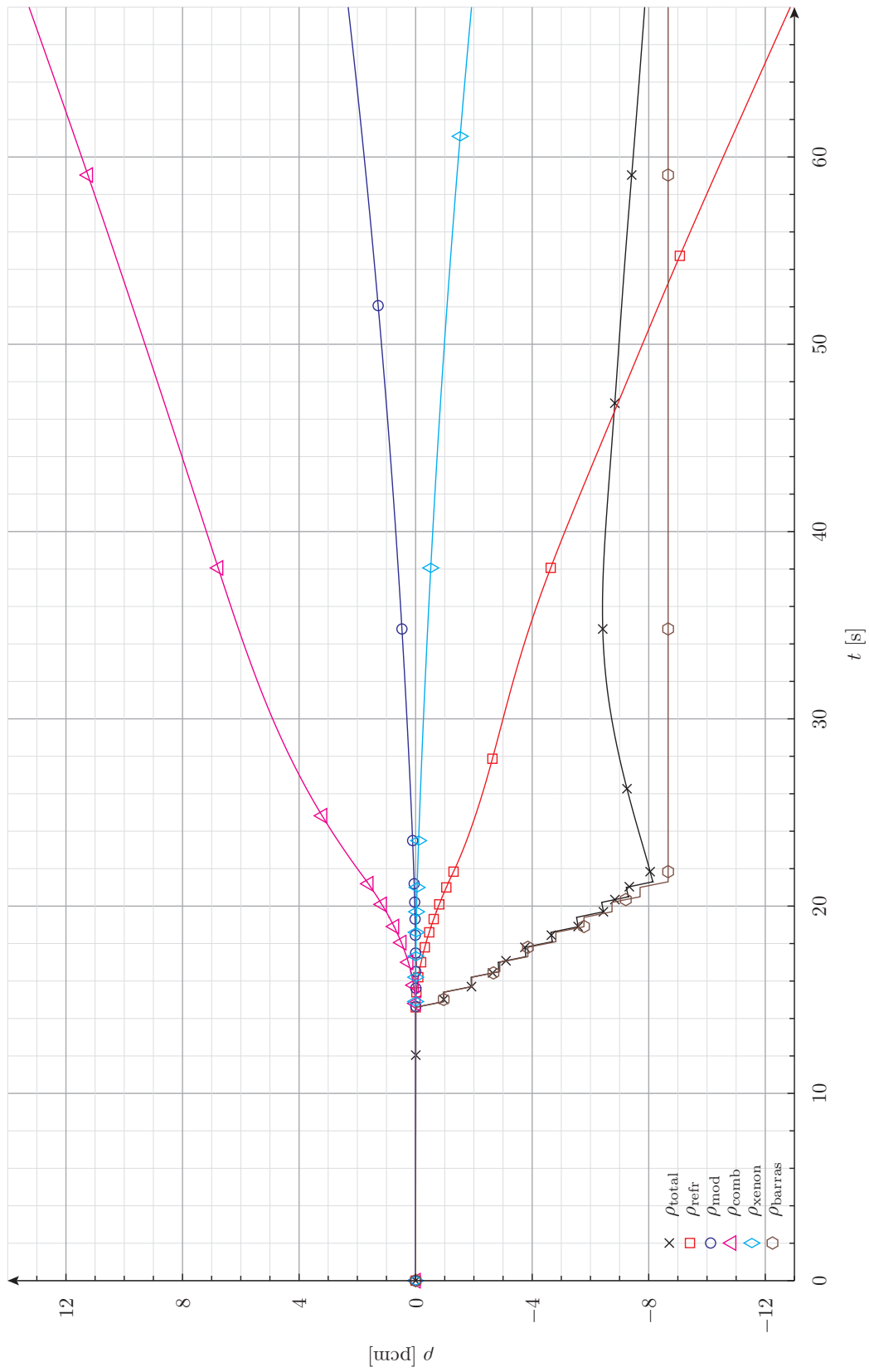


Figura 15: Evolución de las reactividades aportadas por la variación de cada parámetro termohidráulico, barras de control y xenón durante el transitorio analizado en DyPRA utilizando las secciones eficaces de WIMS.

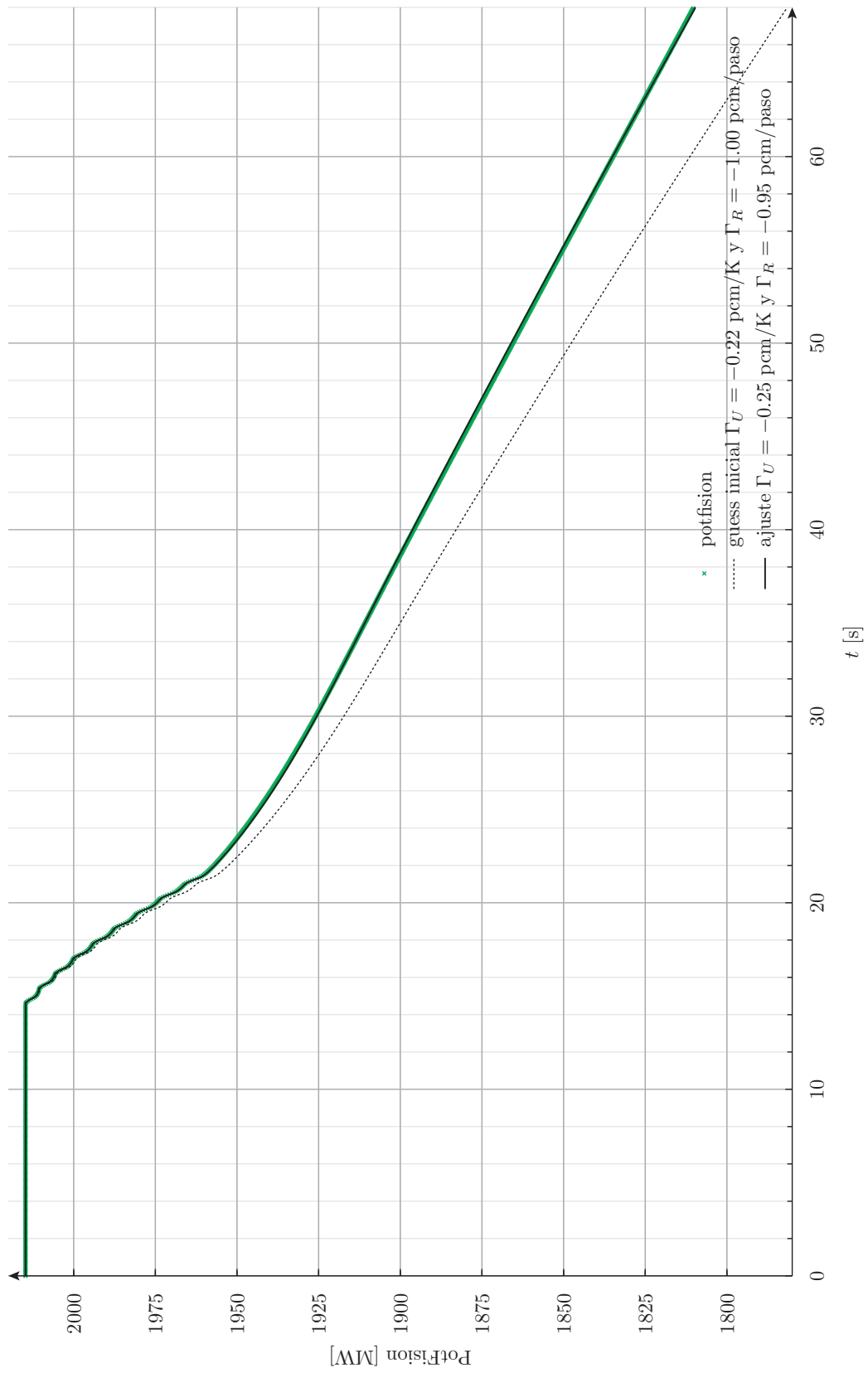


Figura 16: Ajuste final para la obtención del coeficiente de reactividad Γ_U según la potencia de fisión obtenida mediante un transitorio en DyPRA con las secciones eficaces de DRAGON detalladas.

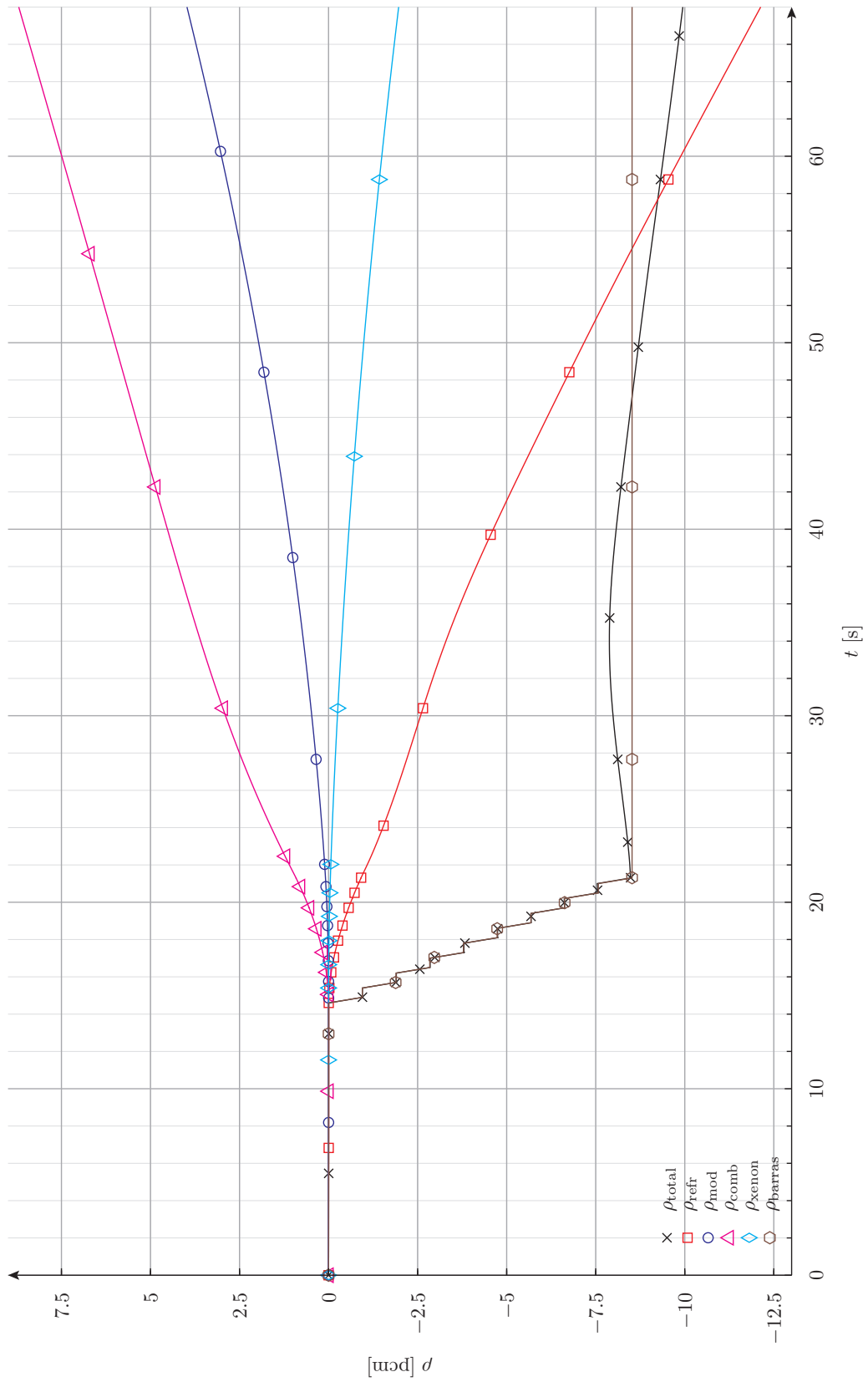


Figura 17: Evolución de las reactividades aportadas por la variación de cada parámetro termohidráulico, barras de control y xenón durante el transitorio analizado en DyPRA utilizando las secciones eficaces de DRAGON detalladas.

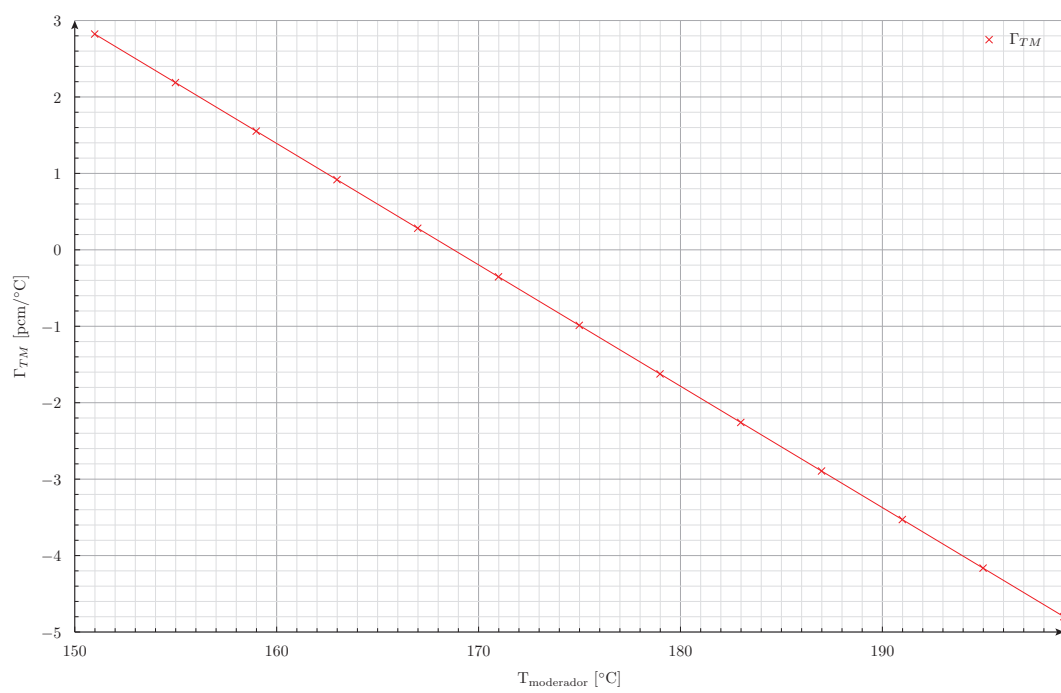


Figura 18: Coeficiente de reactividad respecto a la temperatura del moderador (medido en planta) en función de la temperatura del moderador.

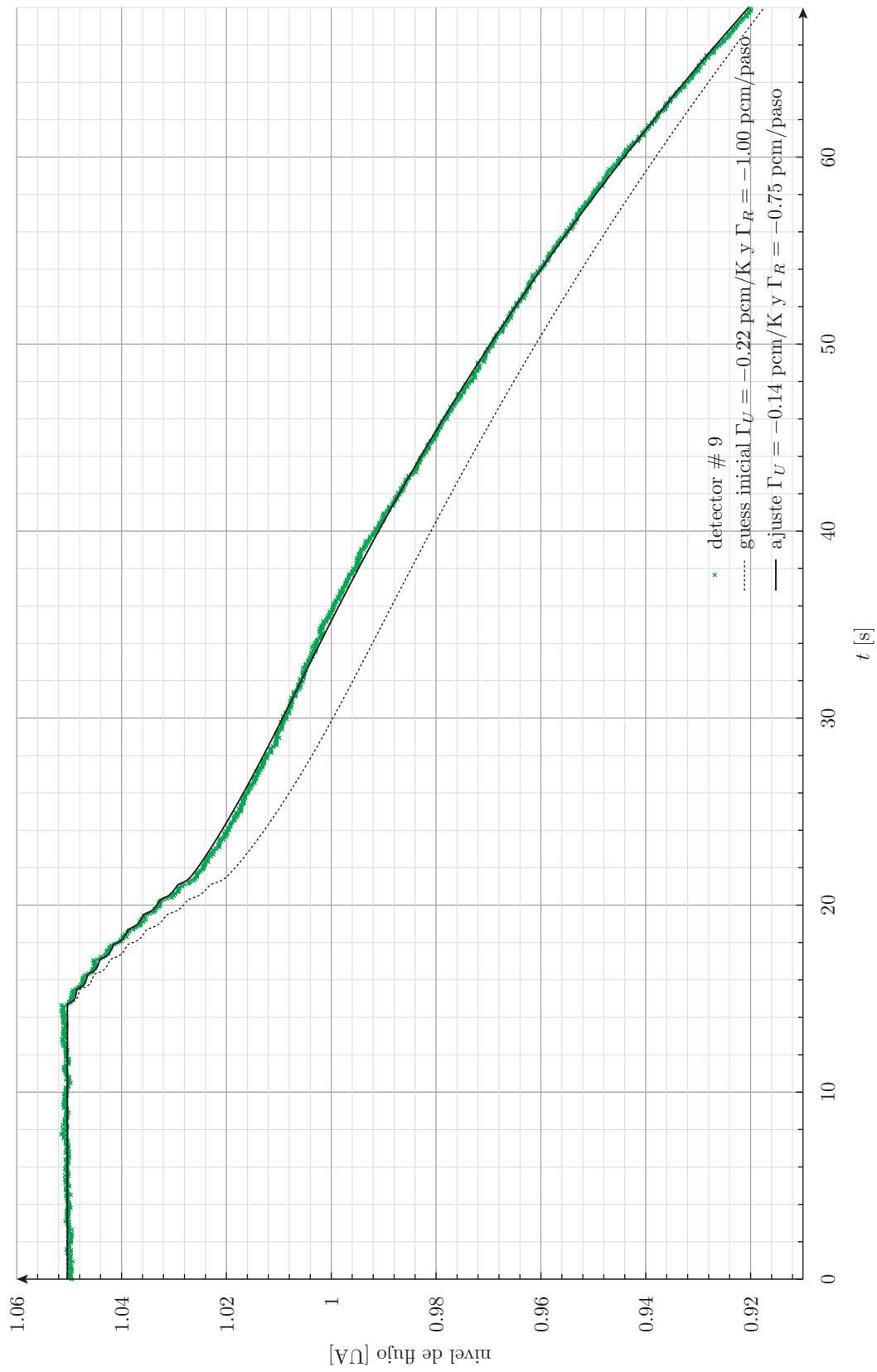


Figura 19: Ajuste para la obtención del coeficiente de reactividad Γ_U a partir de una medición en planta y según el detector #9.

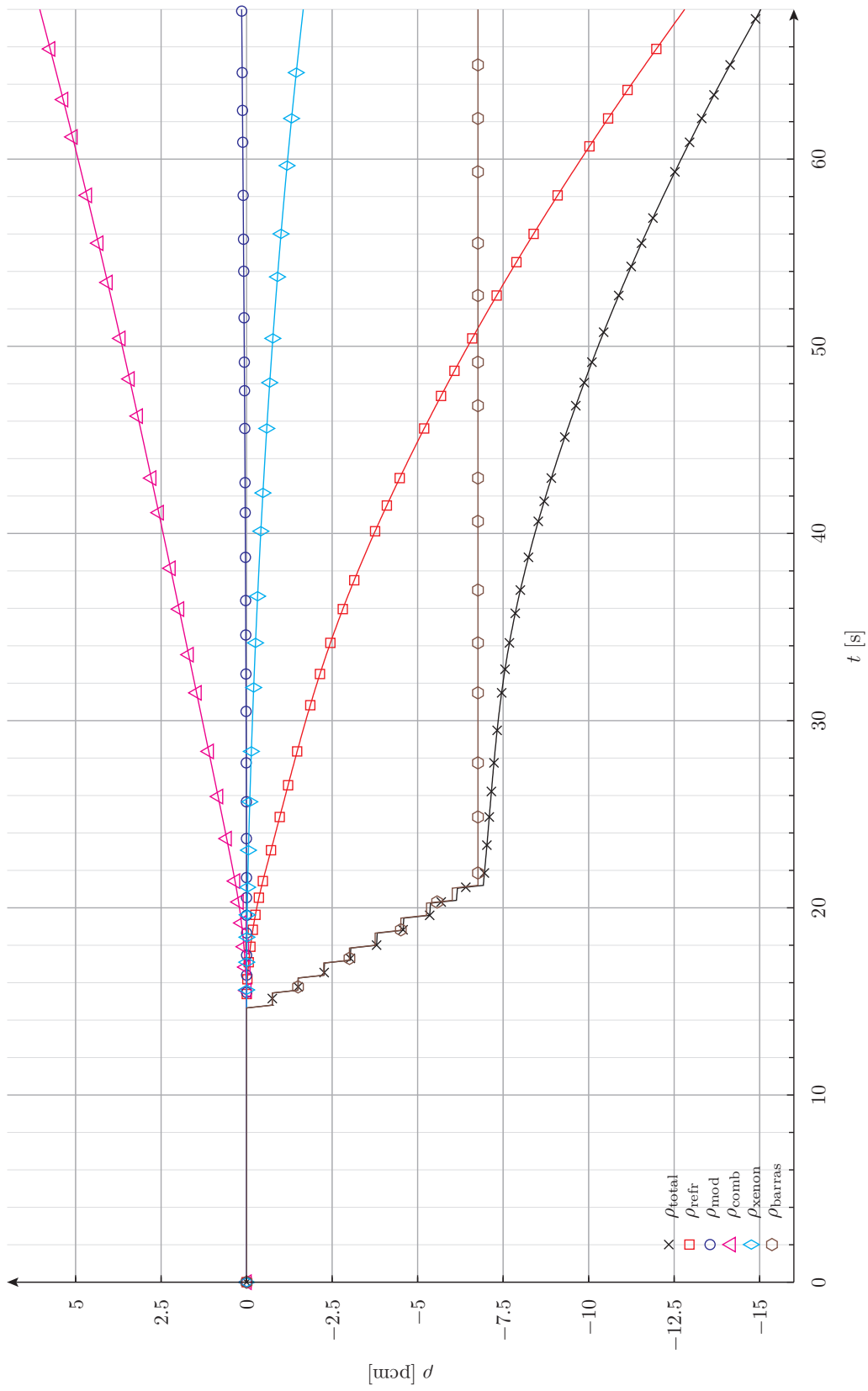


Figura 20: Evolución de las reactividades aportadas por la variación de cada parámetro termohidráulico, barras de control y xenón durante el transitorio analizado en la planta.

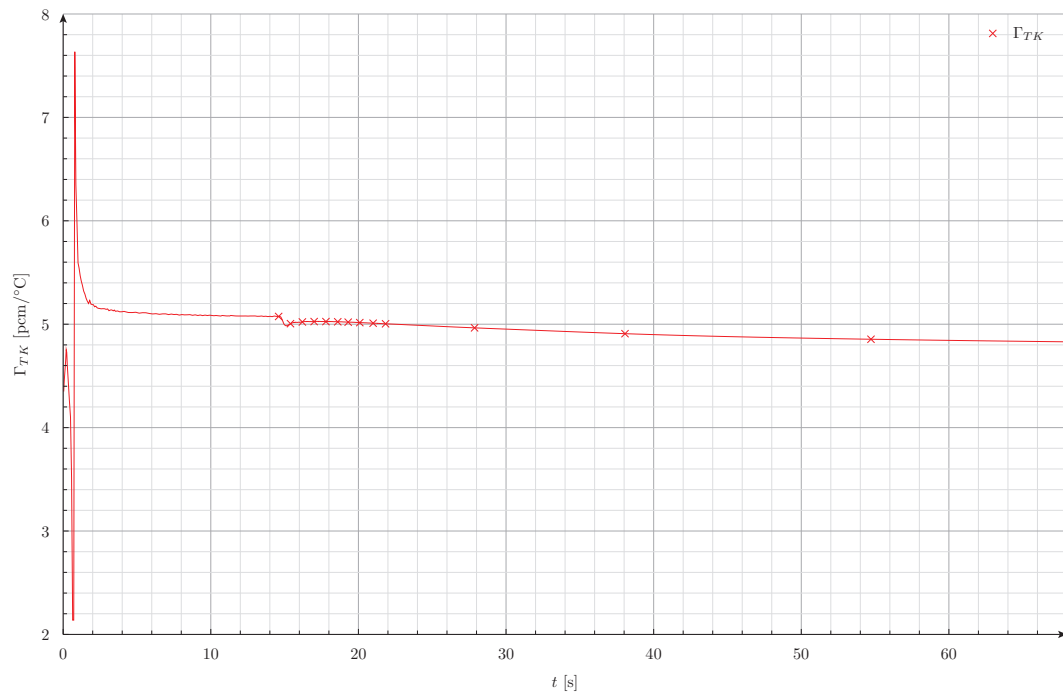


Figura 21: Evolución del coeficiente de reactividad acoplado respecto a la temperatura del refrigerante calculado con el modelo clásico (secciones eficaces de WIMS)

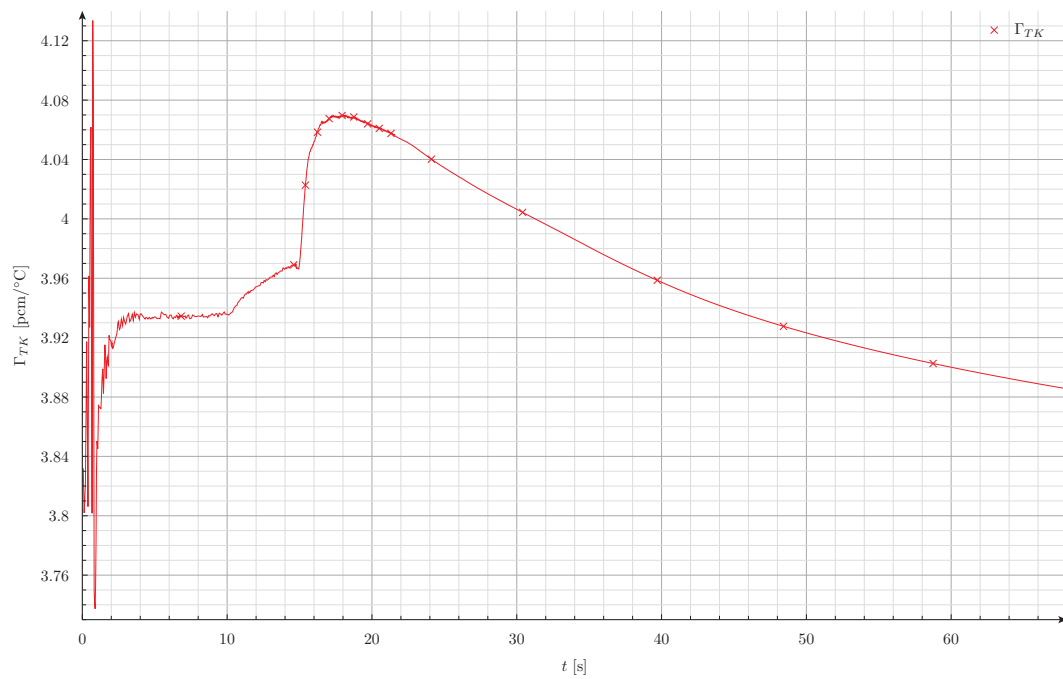


Figura 22: Evolución del coeficiente de reactividad acoplado respecto a la temperatura del refrigerante calculado con el modelo detallado (secciones eficaces de DRAGON).

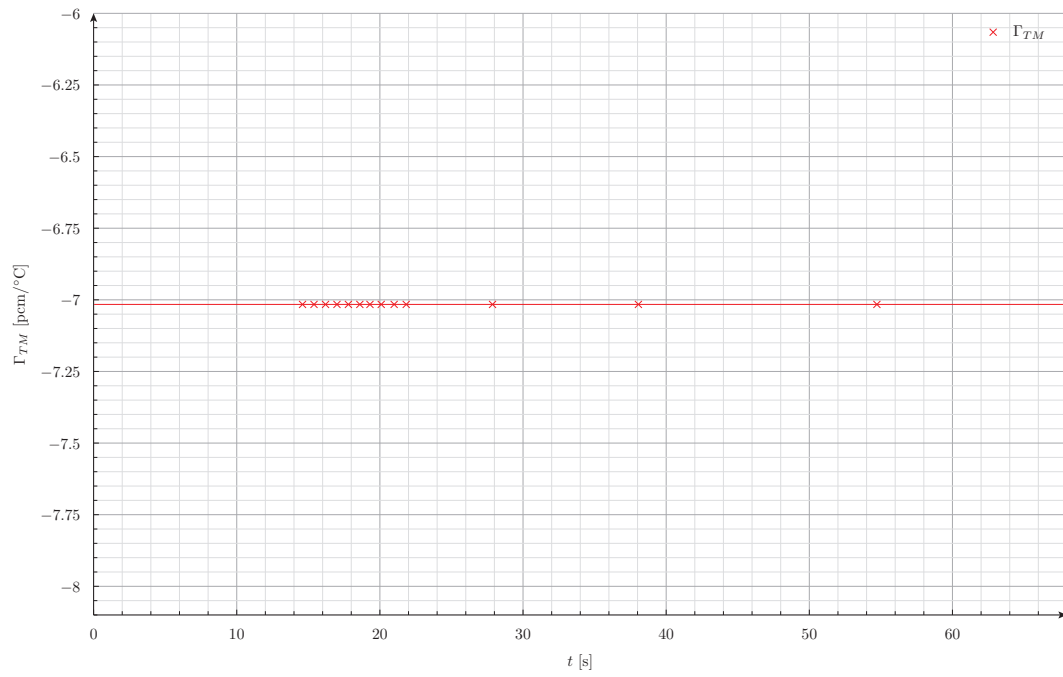


Figura 23: Evolución del coeficiente de reactividad acoplado respecto a la temperatura del moderador calculado con el modelo clásico (secciones eficaces de WIMS).

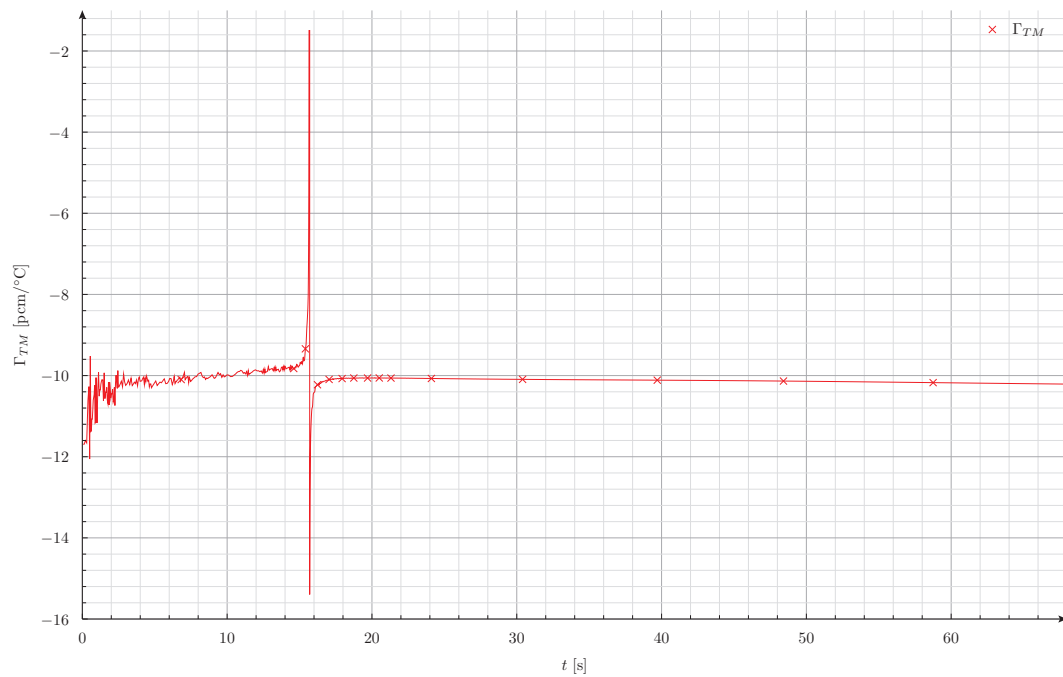


Figura 24: Evolución del coeficiente de reactividad acoplado respecto a la temperatura del moderador calculado con el modelo detallado (secciones eficaces de DRAGON)

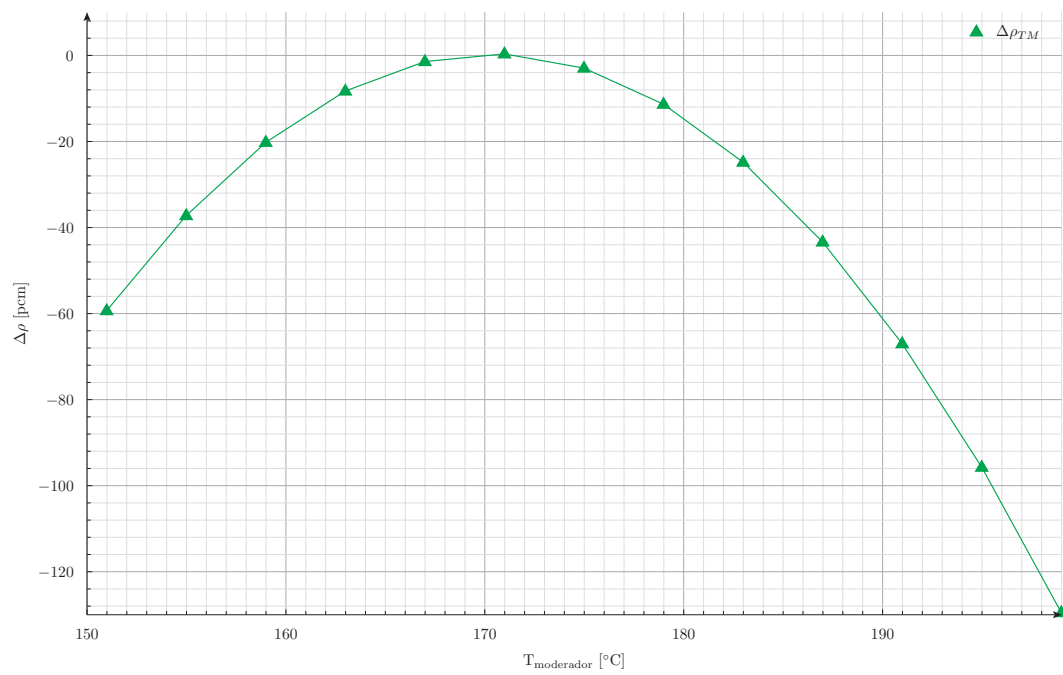


Figura 25: Reactividad en función de la temperatura del moderador según mediciones en planta. Esto debe interpretarse como la reactividad introducida al apartarse del estado de referencia (en este caso, el estado de referencia corresponde a los 172°C)