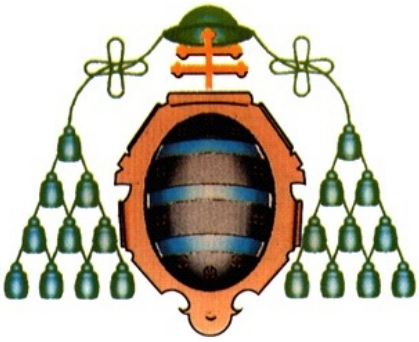


UNIVERSIDAD DE OVIEDO

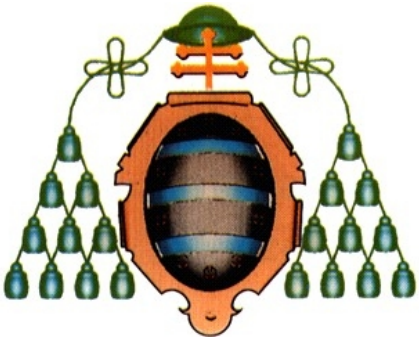
Programa de Doctorado de Ciencia y Tecnología de Materiales

DESARROLLO DE UN MODELO SIMULADO PARA LA PREDICCIÓN DEL DESGASTE DE REVESTIMIENTOS INDUSTRIALES EN SERVICIO

TESIS DOCTORAL

Érika Marinas García

Junio 2015



UNIVERSIDAD DE OVIEDO

Programa de Doctorado de Ciencia y Tecnología de Materiales

DESARROLLO DE UN MODELO SIMULADO PARA LA PREDICCIÓN DEL DESGASTE DE REVESTIMIENTOS INDUSTRIALES EN SERVICIO

TESIS DOCTORAL

Luis Felipe Verdeja González

RESUMEN DEL CONTENIDO DE TESIS DOCTORAL

1.- Título de la Tesis	
Español: Desarrollo de un modelo simulado para la predicción del desgaste de revestimientos industriales en servicio.	Inglés: Development of a simulated model for the prediction of the lining wear in industrial operation.

2.- Autora	
Nombre: Erika Marinas García	D
Programa de Doctorado: Ciencia y Tecnología de Materiales (Interdepartamental)	
Órgano responsable: Departamento de Ciencia de los Materiales e Ingeniería Metalúrgica	

RESUMEN (en español)

La selección del revestimiento refractario para una determinada aplicación industrial puede condicionar la vida útil de la instalación. Por ello es habitual realizar ensayos de corrosión en laboratorio para evaluar el comportamiento de los materiales refractarios cuando se encuentran sometidos a la acción corrosiva de un baño fundido en condiciones de servicio a elevadas temperaturas. Existen ensayos estáticos, como el *finger test*, aunque son más representativos del comportamiento industrial los ensayos de corrosión dinámicos, como el *rotating finger test*. Las pruebas dinámicas consiguen acelerar el proceso de desgaste y permiten renovar continuamente el material gracias al movimiento de rotación o de translación de las probetas.

Sin embargo, con esos ensayos normalmente sólo se pretende obtener un análisis cualitativo por ensayo y error. La dificultad de conseguir que los resultados de los ensayos de laboratorio puedan extrapolarse a escala industrial, hace que se estén proponiendo ensayos simulados como alternativa a los ensayos reales de laboratorio.

A partir de los datos procedentes de las condiciones de operación reales, es posible crear un modelo simulado que permite resolver por elementos finitos el problema físico del sistema analizado. Para conseguir una buena aproximación a la realidad es necesario disponer de suficientes datos por medio de una adecuada monitorización de las variables. De este modo, es posible utilizar los resultados del análisis térmico de las simulaciones, para aplicar el Modelo de Desgaste Nodal y obtener los perfiles de desgaste del material ensayado.

Por tanto, las simulaciones combinadas con el Modelo de Desgaste Nodal permiten realizar baterías de ensayos simulados, con una importante reducción de tiempo y coste respecto a los ensayos reales de laboratorio, con el fin de evaluar los factores que pueden afectar más al desgaste del material en condiciones de servicio.

RESUMEN (en Inglés)

The life cycle of an industrial device can be conditioned by the selection of the refractory lining. Laboratory corrosion tests are normally used to determine the quality of refractory materials under the effect of corrosive molten baths in service at high temperatures. There are static corrosion tests, like finger test, although dynamic corrosion tests, like rotating finger tests, are more representative of the industrial behavior. Dynamic tests accelerate the wear process and remove the material in the interphase continuously to increase the corrosion rate due to the rotational or translational movement of the probes.

However, these tests are normally aimed to obtain qualitative data. Simulated corrosion test are being proposed as an alternative to real laboratory corrosion tests, in order to obtain results that can be extrapolated to the industrial scale.

Using data from real operational conditions, it is possible to create a simulated model to solve a physical problem by means of finite elements method. In order to manage an accurate estimation of the real results, it is necessary to have enough experimental data by monitoring operational variables. In this way, results from the thermal analysis of the simulated tests are used to apply the Nodal Wear Model and obtain the wear profiles of the tested material.

Therefore, simulations together with the Nodal Wear Model allow for analyzing a battery of tests in different conditions, with an important reduction in testing time and cost of materials. This is a useful way to identify the factors that have more influence in the material wear in service.

SR. DIRECTOR DE DEPARTAMENTO DE CIENCIA DE LOS MATERIALES E INGENIERÍA METALÚRGICA

ÍNDICE

Agradecimientos……..……11

Resumen……..……12

Summary……...……...13

I. Introducción. 14

I.1 Antecedentes y estado actual del tema. 17

II. Objetivos. 22

II.1 Objetivos generales. 23
II.2 Objetivos por capítulos. 23

III. Estudio teórico del desgaste de refractarios en instalaciones industriales de alta temperatura……..25

III.1 Siderurgia. 26
III.1.1 Proceso siderúrgico 26
III.1.2 Alto horno 26
III.1.3 Revestimiento refractario 27
III.2 Mecanismos de desgaste en refractarios 29
III.2.1 Mecanismos de corrosión 31
III.2.2 Aspectos termodinámicos 31
III.2.3 Aspectos cinéticos 32
III.2.3.1 Difusión molecular……...…33
III.2.3.2 Convección libre y forzada en flujo laminar……..……..33
III.2.3.1 Condiciones de flujo turbulento……...34
III.2.4 Fenómenos de interfase: Efecto Marangoni 34

IV. Diseño experimental de un modelo simulado de ensayos de desgaste dinámicos de inmersión 36

IV.1 Introducción 37
IV.2 Método de los Elementos Finitos 37
IV.2.1 Discretización de sistemas complejos 37
IV.2.2 Aplicación al transporte de calor 40
IV.3 Programas de simulación 42
IV.4 Ensayos reales de desgaste y datos experimentales 43
IV.5 Creación del modelo simulado con COMSOL Multiphysics 45
IV.5.1 Pruebas iniciales: Modelos puramente térmicos. 45
IV.5.2 Modelo final: Modelo térmico dinámico. 46

IV.5.3 Etapas de diseño del modelo final. 46
IV.5.3.1 Definición del problema……...46
IV.5.3.2 Especificación de las propiedades físicas, las condiciones iniciales y las condiciones de contorno del modelo……...48
IV.5.3.3 Mallado del modelo…… .50
IV.5.3.4 Resolución del problema…… 51
IV.5.3.5 Postprocesado y análisis de resultados……51
IV.6 Factores analizados que pueden afectar al desgaste de la probeta 51
IV.6.1 Relación entre el radio de la probeta y el radio del crisol Rin/Rout (0.8, 0.4 y 0.2)..... 52
IV.6.2 Velocidad de rotación en revoluciones por minuto, w (40, 80 y 160 rpm) …….. 52
IV.6.3 Conductividad térmica del sólido, k_S (10, 30 y 150 W/(m·K))..... 52
IV.6.4 Conductividad térmica del fluido, k_L (5, 25 y 50W/(m·K))..... 53
IV.6.5 Temperatura en la parte superior de la probeta, T_{sup} (224, 252 y 551 ºC) 54
IV.6.6 Tiempo de ensayo, t (15, 60 y 90 min)..... 54
IV.7 Ensayos simulados 54
IV.7.1 Relación entre el radio de la probeta y el radio del crisol, Rin/Rout (0.2, 0.4 y 0.8)..... 56
IV.7.2 Velocidad de rotación, w (40, 80 y 160 r.p.m.)..... 61
IV.7.3 Conductividad térmica del sólido, k_S (10, 30 y 150 W/(m·K))..... 66
IV.7.4 Conductividad térmica del fluido, k_L (5, 25 y 50W/(m·K))..... 71

V. Determinación del desgaste en los ensayos dinámicos de inmersión..... 76

V.1 Introducción 77
V.2 Transferencia de materia y desgaste. Modelo de Desgaste Nodal (MDN)..... 77
V.3 Aplicación del Modelo de Desgaste Nodal..... 79
V.3.1 Modelo de Desgaste Nodal..... 79
V.3.1.1 Ecuación convectiva (ataque químico) 79
V.3.1.2 Ecuación difusional (ataque químico)..... 82
V.3.1.3 Otras ecuaciones..... 82
V.3.2 Modelo de Desgaste Nodal aplicado a ensayos dinámicos 83
V.3.3 Selección de temperaturas nodales de intercara sólido-fluido del modelo simulado. 87
V.4 Resumen de resultados de los ensayos simulados y comparación con los resultados de los ensayos reales..... 89
V.4.1 Resultados utilizando la correlación de transferencia de materia del Modelo de Desgaste Nodal tradicional y el número de Reynolds según Walsh. ... 90
V.4.2 Resultados utilizando la correlación de transferencia de materia de Eisenberg y el número de Reynolds según Walsh..... 103
V.4.3 Resultados utilizando la correlación de transferencia de materia del Modelo de Desgaste Nodal tradicional y el número de Reynolds según Bird Stewart Lightfoot..... 116
V.4.4 Resultados utilizando la correlación de transferencia de materia de Eisenberg y el número de Reynolds según Bird Stewart Lightfoot. 129

VI. Análisis de los resultados para el diseño de experimentos propuesto 142

VI.1 Estudio de los resultados de los ensayos simulados para el diseño de experimentos propuesto 143
VI.2 Evaluación de los resultados de desgaste 148
VI.2.1 Re BSL Correlación Eisenberg – desgaste vertical 153
VI.2.2 Re BSL Correlación Eisenberg – desgaste horizontal 155
VI.2.3 Re BSL Correlación NWM – desgaste vertical 157
VI.2.4 Re BSL Correlación NWM – desgaste horizontal 159
VI.2.5 Re Walsh Correlación Eisenberg – desgaste vertical 161
VI.2.6 Re Walsh Correlación Eisenberg – desgaste horizontal 163
VI.2.7 Re Walsh Correlación NWM – desgaste vertical 165
VI.2.8 Re Walsh Correlación NWM – desgaste horizontal 167

VII. Conclusiones 169

VIII. Bibliografía 172

IX. Lista de tablas 177

X. Lista de figuras 179

AGRADECIMIENTOS

En primer lugar, quiero expresar mi agradecimiento a mi director de tesis el profesor D. Luis Felipe Verdeja por haberme dado la oportunidad de llevar a cabo la investigación desarrollada en esta tesis doctoral.

Asimismo, agradezco a los miembros del Departamento de Ciencia de los Materiales e Ingeniería Metalúrgica de la Universidad de Oviedo su colaboración y disponibilidad.

También deseo agradecer especialmente a la Universidad AGH (Cracovia, Polonia) su cooperación en la parte experimental de este trabajo.

Me gustaría agradecer igualmente a los miembros del tribunal el interés mostrado por esta investigación.

Por otra parte, quiero expresar mi gratitud a la Fundación para el fomento en Asturias de la investigación científica aplicada y la tecnología (FICYT) por la financiación de mi etapa predoctoral, a través del programa de ayudas Severo Ochoa.

Por último, me gustaría dar las gracias a todas aquellas personas que me han ayudado a lo largo del desarrollo de la tesis.

RESUMEN

La selección del revestimiento refractario para una determinada aplicación industrial puede condicionar la vida útil de la instalación. Por ello es habitual realizar ensayos de corrosión en laboratorio para evaluar el comportamiento de los materiales refractarios cuando se encuentran sometidos a la acción corrosiva de un baño fundido en condiciones de servicio a elevadas temperaturas. Existen ensayos estáticos, como el *finger test*, aunque son más representativos del comportamiento industrial los ensayos de corrosión dinámicos, como el *rotating finger test*. Las pruebas dinámicas consiguen acelerar el proceso de desgaste y permiten renovar continuamente el material gracias al movimiento de rotación o de translación de las probetas.

Sin embargo, con esos ensayos normalmente sólo se pretende obtener un análisis cualitativo por ensayo y error. La dificultad de conseguir que los resultados de los ensayos de laboratorio puedan extrapolarse a escala industrial, hace que se estén proponiendo ensayos simulados como alternativa a los ensayos reales de laboratorio.

A partir de los datos procedentes de las condiciones de operación reales, es posible crear un modelo simulado que permite resolver por elementos finitos el problema físico de un ensayo de corrosión dinámico. Para conseguir una buena aproximación a la realidad es necesario disponer de suficientes datos por medio de una adecuada monitorización de las variables. De este modo, es posible utilizar los resultados del análisis térmico de las simulaciones, para aplicar el Modelo de Desgaste Nodal y obtener los perfiles de desgaste del material ensayado.

Por tanto, las simulaciones combinadas con el Modelo de Desgaste Nodal permiten realizar baterías de ensayos simulados, con una importante reducción de tiempo y coste respecto a los ensayos reales de laboratorio, con el fin de evaluar los factores que pueden afectar más al desgaste del material en condiciones de servicio.

SUMMARY

The life cycle of an industrial device can be conditioned by the selection of the refractory lining. Laboratory corrosion tests are normally used to determine the quality of refractory materials under the effect of corrosive molten baths in service at high temperatures. There are static corrosion tests, like finger test, although dynamic corrosion tests, like rotating finger tests, are more representative of the industrial behavior. Dynamic tests accelerate the wear process and remove the material in the interphase continuously to increase the corrosion rate due to the rotational or translational movement of the probes.

However, these tests are normally aimed to obtain qualitative data. Simulated corrosion test are being proposed as an alternative to real laboratory corrosion tests, in order to obtain results that can be extrapolated to the industrial scale.

Using data from real operational conditions, it is possible to create a simulated model to solve a physical problem by means of finite elements method. In order to manage an accurate estimation of the real results, it is necessary to have enough experimental data by monitoring operational variables. In this way, results from the thermal analysis of the simulated tests are used to apply the Nodal Wear Model and obtain the wear profiles of the tested material.

Therefore, simulations together with the Nodal Wear Model allow for analyzing a battery of tests in different conditions, with an important reduction in testing time and cost of materials. This is a useful way to identify the factors that have more influence in the material wear in service.

I. INTRODUCCIÓN

Los materiales refractarios que forman parte de los revestimientos de las instalaciones industriales de alta temperatura están sometidos a condiciones de operación que implican un elevado desgaste del material (temperaturas elevadas, flujo de escorias, esfuerzos mecánicos, cambios bruscos de temperatura entre cargas,…). Este tipo de instalaciones son frecuentes en procesos metalúrgicos de fusión de metales (hornos, cucharas, canales de colada, convertidores,…).

Estos revestimientos deben ser capaces de resistir las elevadas temperaturas de trabajo, mantener un aislamiento térmico adecuado de la instalación, conservar la estanqueidad evitando pérdidas del material fundido, soportar el ataque de materiales corrosivos y agresivos como las escorias.

La calidad y el comportamiento del material refractario en servicio condicionan la duración de la campaña de operación y permiten optimizar el rendimiento de la instalación.

No obstante, es inevitable que se produzca un desgaste del material refractario en servicio, que es inherente a las condiciones de operación. Por ello, resulta de gran importancia seleccionar adecuadamente el tipo de material y llevar a cabo tareas de mantenimiento predictivo mediante la monitorización de parámetros de operación, con el fin de estudiar la evolución del desgaste refractario para alargar la vida útil de las instalaciones, debido al elevado coste que suele suponer una parada en esos procesos productivos.

A escala de laboratorio, interesa realizar ensayos para estudiar ese comportamiento de los materiales ante la corrosión por escorias y metales fundidos a elevadas temperaturas. Pero estos ensayos deben reproducir las condiciones reales de servicio de los materiales y deben permitir la obtención de resultados en un tiempo relativamente corto para comparar diferentes materiales. En ocasiones, se trata de forzar las condiciones de los ensayos para que los procesos de corrosión se aceleren, pero hay que operar con precaución porque, al acelerar el ensayo, podrían modificarse los mecanismos de corrosión que aparecen en servicio.

Sin embargo, en general, no son habituales los ensayos de laboratorio que permitan realizar un análisis cuantitativo de los mecanismos y reacciones que originan el desgaste y, en muchos casos, no consiguen reproducir de forma satisfactoria las condiciones de servicio a escala industrial o los tiempos de ensayo necesarios son excesivamente largos.

Diversos investigadores, incluido el grupo de investigación de la Universidad de Oviedo desde el que se presenta esta tesis, han estudiado desde hace años los ensayos de desgaste de materiales aplicando el Modelo de Desgaste Nodal (MDN) o *Nodal Wear Model (NWM)*. Con este modelo, basado en el análisis de los fenómenos de corrosión por medio de la definición de ecuaciones nodales, ha sido posible estudiar el desgaste de

los materiales refractarios en varias aplicaciones metalúrgicas y en ensayos estáticos de desgaste (*finger test*), a pesar de la dificultad de extrapolar los resultados obtenidos en laboratorio a escala industrial.

Por otra parte, mediante simulación con programas informáticos basados en la resolución de ecuaciones por el método de elementos finitos, ha sido también posible realizar ensayos de desgaste para aproximarse a las condiciones reales, con el fin de predecir el comportamiento de los materiales en diversas condiciones, con el consiguiente ahorro de tiempo y materiales.

En este trabajo se pretende combinar la aplicación de programas de simulación y el uso de Modelo de Desgaste Nodal, para el estudio del desgaste en ensayos de corrosión dinámicos por inmersión (*rotating finger test*) de materiales refractarios.

Se realizará un análisis de los factores involucrados en el proceso de desgaste y los valores de desgaste obtenidos en los ensayos simulados se compararán con los resultados experimentales reales, con el fin de establecer, en último término, un procedimiento para la adecuada predicción y determinación cuantitativa del comportamiento de los materiales ante el desgaste en condiciones operativas.

No obstante, existen algunos puntos críticos para los cuales es necesario un análisis más exhaustivo de los fenómenos de corrosión. Por un lado, la zona triple del refractario en contacto con dos fluidos (escoria/fundido o escoria/gas), cuyo elevado desgaste puede ser interpretado en base al efecto Marangoni o por medio del flujo si la agitación es fuerte. También, existe otra zona con desgaste peculiar en el extremo inferior de las probetas de refractario, que puede ser asociada al efecto punta de lápiz, como el observado en los electrodos de los hornos eléctricos.

A modo de resumen, con este trabajo se pretende avanzar en el diseño y aplicación de un modelo simulado que proporcione resultados de desgaste similares a los perfiles reales, para cualquier ambiente. Es fundamental conseguir un modelo sólido sin errores, en el que se irán variando las condiciones según los requerimientos de cada ensayo.

Por tanto, se justifica la necesidad de llevar a cabo la presente investigación para estudiar el comportamiento de los materiales refractarios en ensayos dinámicos de inmersión a través de ensayos simulados, con el fin de avanzar en el estudio y predicción del desgaste de materiales refractarios en instalaciones de alta temperatura en condiciones de servicio. Con la investigación realizada se pretende:

- Diseñar un modelo simulado que se aproxime a los ensayos de desgaste dinámicos de inmersión.

- Evaluar la influencia de distintos medios y de diferentes condiciones de operación sobre los resultados de las simulaciones.
- Establecer una base firme de simulación sobre la que se puedan realizar estudios posteriores.
- Destacar la importancia de la temperatura nodal en la intercara refractario-fundido, como una variable que determina el funcionamiento del modelo.

I.1 ANTECEDENTES Y ESTADO ACTUAL DEL TEMA

El grupo de investigación de la Universidad de Oviedo dentro del que se lleva a cabo la presente tesis, ha estudiado durante varios años los fenómenos que originan el desgaste en materiales de revestimiento de instalaciones industriales de alta temperatura. A lo largo de esos años, se han hecho avances considerables en ese campo y se han propuesto modelos de simulación para predecir en la medida de lo posible la evolución de los materiales en esas condiciones de operación, de manera que se puedan proponer diseños mejorados que lleven a un aumento del rendimiento de las instalaciones.

Uno de los principales conceptos desarrollados por este grupo es el Modelo de Desgaste Nodal, que ha servido como base para la realización de la presente tesis.

El Modelo de Desgaste Nodal (MDN) se creó en 1996 con el fin de estudiar e interpretar los problemas de desgaste que presentan los materiales cuando están en contacto con materiales fundidos. De este modo, surgió la posibilidad de mejorar las instalaciones y diseñar nuevos procesos gracias a la caracterización de los mecanismos de desgaste.

Normalmente, no se conocen con exactitud los fenómenos internos que tienen lugar en las operaciones metalúrgicas (reacciones químicas, procesos físico-químicos, mecanismos de corrosión,…) por lo que es difícil el estudio de estos sistemas tanto cualitativa como cuantitativamente, así que suele ser necesario el uso de modelos físicos o computacionales.

A lo largo de las últimas décadas, se ha intentado caracterizar la velocidad de corrosión como una función de diversos factores, como pueden ser: la temperatura, la velocidad relativa en la intercara de los materiales o la composición del fundido. Mediante el MDN ha sido posible correlacionar estos factores de forma general, apoyándose en resultados del análisis térmico del sistema procedentes de la resolución de ecuaciones diferenciales por el método de elementos finitos (MEF).

A través de las temperaturas que se originan en el sistema, podemos conocer las variables que intervienen en procesos paralelos al propio de la instalación. Se determinan los valores instantáneos de las propiedades de los materiales (asumiendo

que éstas únicamente dependen de la temperatura) y, con estos, los valores de la velocidad de corrosión. De este modo, mediante el trabajo con resultados de temperaturas nodales se pueden llegar a obtener perfiles de corrosión globales que serán equivalentes a los resultados empíricos. En definitiva, la ecuación de corrosión será una función de la temperatura en cada nodo, así como de la diferencia de temperatura entre cada nodo y los nodos adyacentes.

Algunas de las principales investigaciones más recientes llevadas a cabo en este grupo de investigación de la Universidad de Oviedo son las siguientes:

- Electrodo de molibdeno de un horno de fusión de vidrio (simulación térmica de diferentes geometrías para minimizar el desgaste y prolongar la vida útil).
- Horno de cemento (reproducción de la temperatura media interior y exterior a partir de las condiciones de contorno).
- Convertidor Pierce-Smith (creación de un modelo tridimensional en colaboración con la Universidad de Concepción (Chile), con el fin de reproducir el perfil térmico y estudiar la variación de la geometría interior con el tiempo).
- Alto horno (modelado para varias disposiciones de hombre muerto, estudio de diferentes geometrías, análisis térmico de los modelos y determinación de medidas de control adecuadas para mejorar la eficiencia del horno).
- Torpedo para transporte de arrabio (obtención del perfil térmico a partir de la temperatura del arrabio y de las condiciones de contorno del sistema y caracterización del enfriamiento del fundido con el tiempo).
- Crisoles de alto horno (estudio de la corrosión del revestimiento refractario tanto a escala micro para cada nodo, como a escala macro con la transferencia de calor, y mejora de la campaña del alto horno).
- Ensayos de corrosión de refractarios en laboratorio (validación del modelo de desgaste nodal para ensayos estáticos o *finger test*, a través de la reproducción de los perfiles de corrosión de pozo central, huella y seta).

Con estos estudios se ha pretendido validar el Modelo de Desgaste Nodal en diferentes aplicaciones industriales de alta temperatura. Las investigaciones actuales van orientadas a las siguientes líneas futuras de trabajo:

- Uso del MDN con técnicas de monitorización de variables en mantenimiento predictivo para obtener la distribución de temperaturas a lo largo del horno y los perfiles de desgaste en tiempo real.

- Empleo de simulaciones para evaluar la calidad, resistencia mecánica y resistencia al choque térmico de diferentes materiales en su aplicación como revestimiento en instalaciones industriales.
- Obtención de correlaciones empíricas para el cálculo de coeficientes de transporte con el fin de caracterizar los fenómenos de interfase en capa límite.
- Estudio de los ensayos de corrosión dinámicos para desarrollar nuevas ecuaciones de corrosión que permitan predecir el comportamiento de diferentes materiales bajo las condiciones reales de trabajo.

En definitiva, las líneas de investigación actuales van orientadas a aplicar y confirmar de nuevo la utilidad que tienen las simulaciones y el Modelo de Desgaste Nodal, en el estudio del desgaste de los materiales refractarios. Es necesario estudiar los ensayos de corrosión llevados a cabo a escala de laboratorio, puesto que la extrapolación a escala industrial de los resultados de estos ensayos debería, como establece el Modelo de Desgaste Nodal, pasar antes por un estudio completo de las temperaturas de intercara del modelo.

El desgaste de los materiales refractarios en instalaciones industriales es un tema que también ha sido abordado por diversos grupos de investigación a nivel mundial debido a la importancia que tiene una buena selección y comportamiento de los revestimientos sobre el rendimiento de los procesos productivos.

En cuanto a los fenómenos de desgaste de refractarios en contacto con materiales agresivos, se han analizado varias publicaciones recientes entre las que se encuentran diferentes autores.

J. Poirier, F. Qafssaoui, J. P. Ildefonse y M. L. Bouchetou en una publicación del Journal of the European Ceramic Society (Poirier et al. 2008), destacan la importancia del análisis y la interpretación de las microestructuras de los refractarios en los estudios de corrosión en contacto con óxidos líquidos. Estudiaron, a través de una aproximación termodinámica, cómo es la penetración de la escoria en el refractario y la influencia de la viscosidad de la misma en el desgaste del material.

En otras de sus publicaciones más recientes (Poirier et al. 2007), explicaron los diferentes mecanismos de corrosión responsables de la degradación de los refractarios mediante un estudio cinético y termodinámico.

E. Blond, N. Schmitt, F. Hill y P. Blumenfeld así como J. Poirier, pertenecientes a varios centros de investigación de Francia, publicaron en 2007 (Blond et al. 2007) otro artículo relacionado con el efecto que tiene la impregnación con escorias sobre el desgaste de los materiales refractarios, haciendo hincapié no sólo en el fenómeno de impregnación sino también en los procesos termomecánicos y en las transformaciones de fase.

S. Akkurt y H. D. Leigh tienen también un trabajo del año 2003, sobre la corrosión de los refractarios magnesia-carbono a alta temperatura bajo una atmósfera protectora. Mediante un adecuado diseño de experimentos consiguen obtener un modelo de corrosión (Akkurt y Leigh 2003).

R. E. Caligaris, R. Topolevsky, S. Camelli y L. Zamboni, de Argentina, presentaron en el Congreso CONAMET/SAM de 2004 un estudio del desgaste de piquera en el alto horno nº2 de SIDERAR en el que analizaban los posibles mecanismos de desgaste tanto desde al punto de vista microscópico como macroscópico (Caligaris et al. 2004).

En una publicación del ISIJ Inernational de 2005, F. Vernilli, S. Murilo, S. N. Silva, J. B. Baldo, E. Longo y J. A. Varela (Vernilli et al. 2005), de diferentes centros de investigación y empresas de Brasil, expusieron su investigación acerca de la mejora de la resistencia al desgaste de refractarios de grafito (BC8SR) cuando son impregnados con disoluciones de ZrO_2 y CeO_2 para su uso en el alto horno.

W. E. Lee y S. Zhang, en un artículo un poco más antiguo (Lee y Zhang 1999), aunque no por ello menos importante, analizan los fenómenos de ataque de refractarios por materiales fundidos en diferentes aplicaciones industriales y distinguen entre un ataque directo y otro indirecto por parte de las escorias cuya composición influye considerablemente en el ataque al refractario.

Por otra parte, recientemente, se han publicado tesis relacionadas con el tema de estudio, entre las que destaca por su estrecha relación con el tema la realizada por Sune Jansson en Estocolmo (Jansson 2008) que consiste en el estudio de la influencia de diferentes materiales (acero, escoria o gas) sobre las reacciones de los refractarios.

En estos momentos, la mayoría de los modelos de desgaste del crisol se basan en la transferencia de calor a través del revestimiento refractario y en algunos, se tiene en cuenta el efecto del flujo del metal fundido.

El desgaste en un crisol de alto horno depende fuertemente del patrón de flujo del hierro líquido, de las temperaturas del refractario y de la distribución de temperaturas en la superficie caliente. Algunos autores han utilizado modelos de simulación de dinámica de fluidos (CFD) para la simulación de temperaturas y velocidades dentro del crisol con el fin de predecir los perfiles internos del crisol. (Zhang et al. 2007) (Shao y Saxén 2011).

En cuanto a los efectos superficiales de desgaste, acerca del llamado “efecto punta de lápiz” la información disponible en la bibliografía no es muy extensa. Cabe citar un artículo del ISIJ Internacional del año 2003, llevado a cabo por los investigadores H. Nishiyama, T. Sato y K. Takamura en Japón (Nishiyama et al. 2003), en el que se analiza el afilamiento del extremo inferior de los electrodos en las instalaciones de alta temperatura.

Estudios procedentes de China y Japón desde finales de los años 90 hasta la actualidad, a través de varios autores, entre los que cabe destacar a Kusuhiro Mukai, Wen Lai Huang o Zhang Fu Yuan, se centran en la influencia que el flujo Marangoni o la convección debida al efecto Marangoni, tienen sobre el desgaste de los materiales refractarios. Y básicamente, concluyen que el efecto Marangoni juega un papel importante en determinadas zonas del refractario que experimentan una corrosión local, como puede ser la zona de interfase gas-fundido-refractario en la que el desgaste que se observa es sensiblemente mayor que en otras zonas sumergidas del refractario. Asimismo, otros autores como Kim Fagerlund (Finlandia) o Shouyi Sun y Sharif Jahanshahi (Australia) han estudiado la influencia de la agitación del medio fundido sobre la importancia del flujo Marangoni y han concluido que el efecto Marangoni no parece ser la causa de la corrosión local del refractario cuando los recipientes están altamente agitados. (Fagerlund, Shouyi y Jahanshahi 2002).

II. OBJETIVOS

II.1 OBJETIVOS GENERALES

El objetivo principal de esta investigación es demostrar que para poder estudiar y controlar el proceso de desgaste de los materiales refractarios en servicio, es necesario disponer de un completo estudio térmico del sistema, con el que extraer suficientes datos experimentales, para poder predecir la transferencia de materia por analogía fenomenológica a partir de la transmisión de calor.

Por otro lado, los objetivos secundarios serán:

- Estudiar la influencia de diferentes factores (térmicos, geométricos o de flujo) en el desgaste final de la probeta.
- Optimizar el estudio de los ensayos dinámicos de desgaste en laboratorio para posteriores investigaciones, mediante la selección de los factores que afectan al desgaste con una propuesta de diseño de experimentos basada en los resultados obtenidos en las simulaciones.

II.2 OBJETIVOS POR CAPÍTULOS

En la *Introducción,* se hace una exposición de los antecedentes en el tema de estudio, teniendo en cuenta tanto las investigaciones llevadas a cabo por el propio grupo de investigación de la Universidad de Oviedo, como otros trabajos de diferentes autores, que han sido contemplados en la bibliografía. Además, se analiza el estado actual del tema de la tesis con el fin de justificar el área de investigación sobre el que se ha desarrollado la presente tesis doctoral.

En el capítulo *Estudio teórico del desgaste de refractarios en instalaciones industriales de alta temperatura,* se realiza una síntesis de los fundamentos teóricos que son la base de la investigación que se presenta. La exposición comienza con una breve descripción del proceso siderúrgico y de las características del alto horno. Se estudian también los tipos de materiales refractarios y sus características principales. Se describen los fenómenos de transporte que están implicados en el desgaste de estos materiales, y se explican diferentes mecanismos de corrosión de los refractarios. Se incluye además, un apartado sobre los fenómenos superficiales que están especialmente presentes en las zonas desgaste local.

El capítulo *Diseño experimental de un modelo simulado de ensayos de desgaste dinámicos de inmersión* se dedica al desarrollo del modelo simulado y a la presentación del diseño de experimentos simulados que se ha propuesto para estudiar la influencia de diferentes factores sobre el desgaste. Se incluye una breve exposición sobre el método de los elementos finitos, que es la herramienta de cálculo utilizada, y se presenta el

software COMSOL Multiphysics, basado en el cálculo de elementos finitos, que se empleará para el diseño y ejecución del modelo simulado. Se describen las características de un ensayo real y del ensayo simulado, se expone el proceso de diseño del modelo simulado, se analizan varias propuestas de modelos simulados con el fin de adaptar la simulación al ensayo real de desgaste dinámico por inmersión. Por último, se exponen los resultados obtenidos de las simulaciones realizadas para los diferentes factores (térmicos, geométricos y de flujo) analizados.

En el capítulo *Determinación del desgaste en los ensayos dinámicos de inmersión* se presenta el Modelo de Desgaste Nodal y se analizan varias correlaciones para la descripción del ensayo dinámico de desgaste. Seguidamente, se calculan los resultados de desgaste de las probetas a partir de los resultados térmicos obtenidos de los ensayos simulados. Se realizan los cálculos para los diversos factores estudiados (tiempo de ensayo, relación entre el radio de la probeta ensayada y el radio del crisol, velocidad de rotación de la probeta, conductividad térmica del material de la probeta y conductividad térmica del medio fundido) a partir de los valores de temperatura del perfil térmico en la intercara refractario-baño fundido, para posteriormente calcular el perfil de desgaste. Por tanto, se calcula el desgaste, tanto en la superficie horizontal de la base de la probeta, en dirección axial (desgaste vertical) como en la superficie vertical sumergida desde la base de la probeta, en dirección radial (desgaste horizontal). Asimismo, se comparan los perfiles de desgaste en las condiciones analizadas con los valores promedio de desgaste en los ensayos reales.

En el capítulo *Análisis de los resultados de desgaste para el diseño de experimentos propuesto*, una vez realizadas las simulaciones y los cálculos de desgaste para el diseño de experimentos planteado, es necesario evaluar el efecto de los parámetros estudiados sobre el desgaste del material refractario en los ensayos simulados, con el propósito de cuantificar la influencia de cada parámetro y las posibles interacciones entre diversos factores.

El siguiente capítulo está dedicado a las *Conclusiones,* donde se resumen las conclusiones generales obtenidas del estudio.

Por último, se incluyen la bibliografía, la lista de tablas y la lista de figuras.

III. ESTUDIO TEÓRICO DEL DESGASTE DE REFRACTARIOS EN INSTALACIONES INDUSTRIALES DE ALTA TEMPERATURA

III.1 SIDERURGIA

III.1.1 Proceso siderúrgico

Los aceros son aleaciones de hierro y carbono en diferentes proporciones. Pueden llegar a alcanzar el 2.11% en peso de carbono en caso de que no contengan, además, otros elementos de aleación que aminoren ese contenido máximo de carbono. (Pero-Sanz 2004)

La fabricación industrial de los aceros puede realizarse mediante siderurgia integral o en acería.

En la siderurgia integral, el mineral de hierro es reducido con coque y piedra caliza en el horno alto. Así se obtiene hierro fundido con un alto contenido en carbono (3 – 5%), denominado arrabio. Posteriormente, el arrabio se somete a un proceso de reducción del contenido de carbono para obtener el acero y se eliminarán impurezas (azufre o fósforo) pudiendo añadir diferentes elementos de aleación en función del tipo de acero que se desee producir. El coste de dejar que un alto horno se enfríe es muy elevado y por eso, en estas instalaciones de transformación primaria, la producción debe ser continua de varios años de duración.

En la acería eléctrica, a diferencia del proceso siderúrgico integral, se fabrica el acero en un horno eléctrico de arco, a partir de chatarra principalmente.

III.1.2 Alto horno

Un horno alto es una instalación en forma de torre básicamente constituida por ladrillos refractarios en su interior y por una chapa de acero exterior que sostiene toda la estructura. Está formada por dos conos truncados unidos por sus bases. Suelen tener un diámetro de 6 a 10 metros y una altura entre 20 y 30 metros.

El horno se carga con mena, coque y fundente por la parte superior. La parte superior del horno se denomina tragante y permite que los materiales que se alimentan se distribuyan de una forma uniforme.

El fundente se añade con el objetivo de generar una escoria de composición adecuada. Así, el fundente forma, con la ganga del mineral, un compuesto (escoria) con bajo punto de fusión y baja densidad que sobrenada sobre el metal fundido y puede separarse.

La carga desciende por el interior del horno al consumirse las capas inferiores debido a la combustión del carbón y a la extracción del material fundido. Se inyecta aire a unas 15 atmósferas de presión y a una temperatura aproximada de 900 ºC, para activar la combustión, a través de las toberas situadas en la parte inferior del horno.

Por tanto, un horno alto es básicamente un reactor en contracorriente en el que la mezcla de óxido de hierro, coque y fundentes desciende y se calienta, a medida que reacciona con una corriente ascendente de gases reductores. Así se elimina el oxígeno asociado al mineral de hierro y se fija en el carbono como CO/CO_2. Los óxidos más difícilmente reducibles se separarán del metal al fundir la carga, gracias a la formación de la fase escoria que será insoluble en el arrabio. Los gases del horno se extraen por la parte superior, mientras que el arrabio y la escoria fundida se encuentran en el crisol (hogar o fondo del horno) y son extraídos o colados a través de un canal denominado piquera.

III.1.3 Revestimiento refractario

En general, la siderurgia sigue una tendencia al aumento en la producción a pesar de las crisis que han ido apareciendo en algunas de las principales zonas productoras a lo largo del tiempo. No obstante, para que sea posible el aumento en la producción, es necesario mejorar la calidad y rendimiento de los refractarios usados como revestimiento de las instalaciones (Justus et al. 2002).

Es importante que los refractarios tengan las siguientes cualidades:

- Bajo coste
- Estabilidad durante su almacenamiento
- Resistencia a la oxidación y a la reducción
- Resistencia al desgaste por escorias y metales fundidos
- Buenas propiedades térmicas y mecánicas

Por eso es necesario estudiar a fondo el proceso de desgaste de los diferentes materiales.

Como dato ilustrativo cabe citar que el consumo de refractario de una siderúrgica puede superar las 20t/año, siendo el alto horno la instalación que más refractario consume, con más de 3500 t/año. (Justus et al. 2002).

A través de estudios post-mortem de los refractarios de alto horno, se puede verificar la existencia de diferentes mecanismos de ataque entre los que destacan el ataque por ZnO, por CO y por alcalinos.

La deposición de carbono es uno de los principales mecanismos de ataque del revestimiento del alto horno. (Cameli et al. 2007). El CO penetra por los poros del material refractario y entra en contacto con las partículas de óxido de hierro que están presentes en el mismo, de manera que se descompone formando carbono. La reacción que ocurre es la siguiente:

$2CO\ (g) = CO_2\ (g) + C\ (s)$

El hierro cumple la función de catalizador de la reacción

El carbono formado se va depositando en los poros abiertos del refractario y forma cementita (Fe_3C) con el hierro según esta reacción:

$$3Fe + 2CO = Fe_3C + CO_2$$

Como consecuencia de este proceso se produce un desgaste del material.

Por tanto, el contenido de hierro debe ser mínimo para evitar la degradación del revestimiento por la acción del CO.

Por otra parte, existe una erosión producida por el descenso de la carga y su presión sobre la pared.

En el caso de los revestimientos de los crisoles de los hornos altos, los principales mecanismos de desgaste serán la oxidación por agua (reduce el contenido en carbono del refractario), el ataque por zinc, el ataque por álcalis, el ataque por escorias, el sobrecalentamiento (provoca una mayor generación de grietas, cambios en la microestructura, incrementos en la porosidad y disminución de las propiedades mecánicas) y la penetración del arrabio.

En función de la distribución de los granos del material, la cantidad de aglutinante, la temperatura o la duración de la cocción, el refractario va a tener más o menos porosidad. En caso de necesitar un buen aislamiento, se utilizan refractarios porosos, aunque son menos resistentes a las escorias y tienen menos resistencia mecánica.

Existen dos tipos principales de refractarios:

- Refractarios óxidos (sílice, arcilla refractaria, alta alúmina, cromita, magnesia-cromita, magnesita cocida, dolomita, forsterita, óxidos especiales)
- Refractarios no óxidos (carbono, grafito, carburo de silicio, TiC, TiB_2, BN, sialones, metales)

Para los refractarios óxidos, su resistencia al choque térmico depende del coeficiente de expansión térmica, de la resistencia mecánica y del módulo de elasticidad. En cuanto a la resistencia frente a escorias, ésta vendrá condicionada por las relaciones de equilibrio. Si la escoria estuviese saturada en una fase sólida, no podría atacar a un refractario formado por esa fase sólida. Es importante la temperatura relativa escoria-pared del refractario, ya que, si el crisol está más frío que la escoria, no se ataca fácilmente; mientras que, si el crisol está más caliente, habrá más peligro de ataque de la escoria. En cuanto a la viscosidad, al atacar a un refractario ácido, la escoria se vuelve más viscosa, por lo que este refractario será muy resistente; mientras que, si se trata de un refractario básico, al disolverse disminuye la viscosidad de la escoria, siendo más

fácilmente atacado. Cuanto mayor es la porosidad, se desgasta más fácilmente, al penetrar la escoria por los poros.

En cuanto a los refractarios que no son óxidos, el carbono es el más común y puede usarse como carbono amorfo o como grafito. Es interesante porque su punto de fusión es superior a los 3000ºC y además, tiene un bajo coeficiente de expansión térmica y alta resistencia al choque térmico. El problema que presenta es que se oxida fácilmente en presencia de aire, así que sólo puede usarse en condiciones reductoras, en vacío o en atmósfera protectora. Las escorias del tipo de las del alto horno no atacan al carbono y al grafito por debajo de 1700ºC, pero las escorias ferrosas reaccionan fácilmente. Por este motivo, el carbono se usa frecuentemente como recubrimiento en el crisol del alto horno, donde el hierro fundido ya se encuentra saturado en carbono.

El carburo de silicio se emplea en zonas donde se requiera alta resistencia a choques y a la escoria, así como, resistencia a altas temperaturas. Es muy resistente a la corrosión por debajo de 1500ºC, quedando protegido por una capa de sílice que resiste a las escorias ácidas, pero es atacada por escorias básicas.. El carburo de silicio es también disuelto fácilmente por los metales ferrosos.

En cuanto a los compuestos raros (TiC, TiB_2, BN y CeS) se usan generalmente en crisoles de laboratorio y suelen tener buenas propiedades aunque el principal inconveniente es su elevado coste.

En los últimos años, cada vez son más importantes los cerámicos compuestos de silicio, aluminio, oxígeno y nitrógeno, conocidos como sialones. Estos materiales son resistentes a altas temperaturas y a la oxidación. Se suelen usar en turbinas de alta temperatura.

Los metales tienen una aplicación más limitada como refractarios ya que se oxidan con facilidad en presencia de aire. Los más resistentes a la oxidación son los del grupo del platino, que se emplean en crisoles de laboratorio aunque su coste es elevado.

III.2 MECANISMOS DE DESGASTE EN REFRACTARIOS

En servicio, los refractarios pueden sufrir importantes desgastes termoquímicos: corrosión por gases, sales, óxidos líquidos o metales fundidos. Todos estos fenómenos limitan sus funciones.

Para explicar los fenómenos de corrosión es necesario:

- Predecir las fases que pueden formarse durante las reacciones de corrosión, mediante modelos termodinámicos.
- Considerar los factores cinéticos.

- Simular la corrosión con ensayos de laboratorio y comparar los resultados de laboratorio con los resultados actuales en ese campo.

La corrosión de materiales refractarios es un tema complejo y su estudio conlleva serias dificultades. La corrosión suele ocurrir a altas temperaturas y bajo condiciones extremas, que son difícilmente reproducibles a escala de laboratorio.

Las leyes químicas y particularmente, las leyes de la termodinámica son las fuerzas que dirigen la corrosión. También es necesario integrar el papel de ciertos parámetros físicos, como la viscosidad de la fase líquida, tensiones superficiales en las interfases y mojabilidad de las escorias.

En el laboratorio, se realizan experimentos (ensayos de corrosión en el laboratorio), que pueden ayudar a seleccionar el mejor refractario. Sin embargo, la realidad industrial es mucho más compleja.

El estudio de los refractarios a diferentes escalas por medio de diferentes técnicas de análisis (químico, difracción de rayos X, microscopía electrónica) ayuda a identificar los mecanismos y orientar las soluciones.

La corrosión provoca pérdidas económicas importantes por lo que resulta interesante poder predecir el desgaste de los revestimientos y conseguir reducir la degradación de los mismos. (Otero 2012).

Con el fin de estudiar el comportamiento de los materiales en servicio, se pueden realizar ensayos de corrosión en laboratorio. No obstante, no resulta adecuado extrapolar directamente los resultados de corrosión de un ensayo de laboratorio, que normalmente se lleva a cabo a una temperatura aproximadamente constante, para predecir el desgaste de un revestimiento en una instalación industrial durante largos periodos de servicio. Además hay que tener precaución porque:

- Si la masa de escoria o fundido es muy grande en comparación con la masa de refractario será muy difícil que se llegue a la saturación del fundido.
- Debido a la heterogeneidad del refractario (varias fases diferentes y distintos tamaños de grano), puede haber ataques preferenciales del fundido.

Por tanto, hay que tener en cuenta que las reacciones reales no ocurrirán de la misma manera que indican los diagramas de equilibrio para la composición promedio del refractario. (Otero 2012)

Según algunos estudios (Chen y Buyukozturk, 1985), en los ensayos de laboratorio, a periodos relativamente cortos, sólo es posible simular el proceso de disolución del refractario en la escoria, pero no se pueden cuantificar bien otros mecanismos como la penetración de la escoria o la erosión. Por otra parte, llevar a cabo un ensayo de larga duración en condiciones reales de operación conllevaría un gasto

excesivo y aun así resultaría difícil reproducir los verdaderos mecanismos de corrosión que tienen lugar.

Por otra parte, ni la temperatura en la intercara, ni la velocidad de corrosión son constantes, mientras el espesor del recubrimiento refractario va disminuyendo durante la vida útil.

Por tanto, es necesario desarrollar procedimientos analíticos para predecir el comportamiento de esos materiales sometidos a corrosión durante largos periodos en servicio.

III.2.1 Mecanismos de corrosión

Básicamente, en los procesos de desgaste de refractarios en contacto con fundidos agresivos en instalaciones de alta temperatura están involucrados a la vez tres mecanismos de corrosión: disolución, penetración y erosión.

En cuanto al mecanismo de disolución o desgaste químico, es la velocidad de disminución del espesor del refractario y consiste en el transporte de materia que suele estar controlado por la difusión a través de la capa de escoria o metal fundido que está en contacto con el material refractario.

Se puede distinguir la disolución directa (el intercambio químico está controlado por capa límite en la interfase líquido/refractario) y la disolución con precipitación de componentes (aparición de nuevas fases por precipitación en la interfase). (Poirier et al. 2007).

Por otra parte, pueden existir también desgaste termomecánico o por penetración y desgaste tribológico o por erosión.

III.2.2 Aspectos termodinámicos

Los materiales refractarios se caracterizan por tener una alta estabilidad química en medios corrosivos. En condiciones de alta temperatura, destaca su utilidad frente a otros materiales como plásticos (se descomponen a alta temperatura) o metales (se reblandecen y se corroen en esas condiciones).

Resulta de especial importancia económica la corrosión de refractarios por escorias y metales fundidos, ya que condiciona la vida útil de muchas instalaciones industriales de alta temperatura.

Los materiales refractarios suelen ser materiales heterogéneos y debido a su composición no uniforme, presentan una respuesta no uniforme al ataque. En general, se hacen estudios comparativos intentando reproducir las condiciones de operación de los materiales o utilizando materiales ya utilizados (estudios post-mortem).

La degradación física y química de un material refractario, debido a un agente externo, depende de:

- Composición de las fases del refractario.
- Microestructura del refractario.
- Temperatura.
- Composición del agente externo.
- Presión y tipo de atmósfera del ambiente.

Entre otros aspectos, el análisis termodinámico permite estudiar la estabilidad de los materiales refractarios en diferentes atmósferas. Así se puede concluir si un proceso va a tener lugar o si, por el contrario, no es posible desde el punto de vista termodinámico en función del valor de la variación energía libre del sistema. No obstante, en ocasiones, los aspectos cinéticos serán los que determinen si se puede utilizar un material, aunque en principio sea termodinámicamente inviable. (Otero 2012)

III.2.3 Aspectos cinéticos

Los datos procedentes del análisis termodinámico no son suficientes para predecir las reacciones termoquímicas. Los resultados termodinámicos tienen que ser comparados y validados con ensayos de corrosión. De hecho, el desgaste depende de factores cinéticos como la viscosidad, la tensión superficial, la mojabilidad de los agentes corrosivos,… (Poirier et al. 2007).

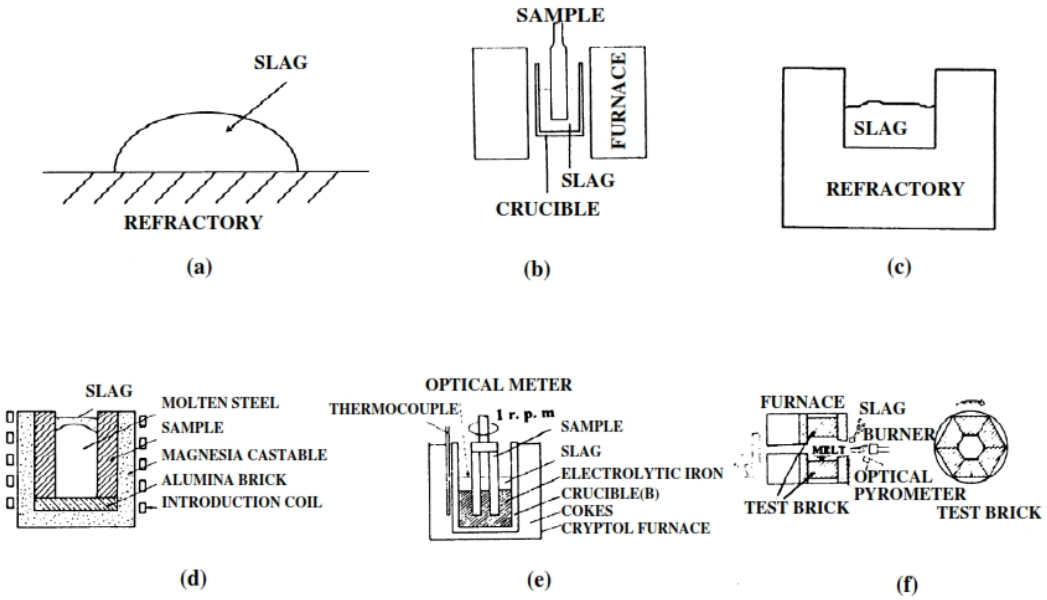


Figura III. 1: Esquemas de diferentes ensayos de corrosión en laboratorio estáticos y dinámicos. (Lee y Zhang 1999).

Existen varios ensayos de corrosión de laboratorio que intentan reproducir las condiciones de operación industriales de los materiales refractarios. Algunos de estos ensayos son estáticos, como el *finger test (Fig. III.1-c) o dipping inmersión test (Fig. III.1-b)*, el *sessile drop test (Fig. III.1-a)* o el *induction furnace test (Fig. III.1-d)*. Por otro lado, existen también ensayos dinámicos en los que hay un movimiento relativo entre fluido y refractario, como el *rotating finger test (Fig. III.1-e)* y el *rotary slag test (Fig. III.1-f)*, (Poirier et al. 2007) (Lee y Zhang 1999). En general, estos ensayos no se estudian de forma cuantitativa, sino que son estudios comparativos a través de análisis *post-mortem* de los refractarios desgastados.

Las propiedades físicas y químicas del refractario y del fundido condicionan la velocidad de corrosión del material refractario.

Existen varios factores que influyen en la velocidad de corrosión:

- Los materiales refractarios son heterogéneos, con unas fases que se desgasten más fácilmente que otras y con redes de poros que permiten la infiltración del fundido.
- Las escorias tienen una alta viscosidad comparada con los metales líquidos.

El desgaste puede producirse mediante la disolución de la superficie y/o por infiltración del fundido entre los poros provocando el desprendimiento de partículas de sólido. No obstante, la velocidad de corrosión siempre está controlada por la velocidad de disolución.

III.2.3.1 Difusión molecular

Se basa en un modelo simple en el que una escoria ataca a un refractario monofásico A que se disuelve en un fundido A-B a una temperatura T_1. La difusión de A en el líquido estacionario será la que controle el proceso por ser la más lenta.

Tanto la temperatura como el gradiente de concentración o el espesor de la capa límite de difusión influyen en la disolución del refractario. Pero los fundidos casi nunca son estacionarios, por lo que este modelo de control cinético por difusión molecular es muy poco frecuente en la práctica. Este modelo es más común para fundidos muy viscosos en contacto con el refractario durante tiempos cortos.

III.2.3.2 Convección libre y forzada en flujo laminar

El flujo laminar puede estar producido por convección libre o convección forzada y ocurre para bajas velocidades del fluido y generalmente en fluidos muy viscosos.

Si hay flujo laminar, el fluido en contacto con la superficie del refractario permanece cuasi estacionario, mientras que la velocidad del fluido es alta en la zona alejada de la superficie del refractario.

Cuanto más delgada es la capa de velocidad límite y más fundido fresco entra en contacto con la superficie del refractario, mayor es la corrosión.

Por otra parte, la velocidad de disolución disminuye al avanzar el fundido por la superficie del refractario puesto que va cambiando el perfil de concentración. De este modo, se puede alcanzar una condición estable controlada por la difusión molecular, en la que la velocidad de disolución se hace lineal con el tiempo en todos los puntos. Esta situación ocurre en la interfase aire-fundido-refractario, en sistemas donde el fundido fresco alcanza la superficie del refractario, provocando una mayor corrosión del mismo.

Cuando el flujo laminar se debe al propio proceso de disolución, entonces se denomina convección libre y provoca un cambio en la densidad de fundido que determinará el sentido de flujo. Si la densidad del fundido aumenta como consecuencia del proceso de disolución, el flujo será descendente cerca de la superficie del refractario. Por otra parte, si la densidad del fundido disminuye por el proceso de disolución, entonces el flujo cerca de la superficie del refractario será ascendente. Como los cambios de densidad son pequeños, la convección libre siempre da lugar a un flujo laminar y es sólo importante cuando el fundido es casi estacionario.

Con frecuencia, en los ensayos de materiales refractarios que utilizan escorias o metales fundidos, la cantidad de refractario que se disuelve depende de que la probeta de refractario esté total o parcialmente sumergida. Normalmente, sufren un mayor ataque en la interfase fundido-gas-refractario las muestras parcialmente sumergidas.

Por otro lado, tiene lugar ataque por convección forzada en flujo laminar cuando el flujo es producido por agitación. Es el caso más común de corrosión en refractarios. (Otero 2012).

III.2.3.1 Condiciones de flujo turbulento

La degradación de los refractarios también puede tener lugar en condiciones de flujo turbulento a lo largo de las paredes del refractario. Pero en ese caso, es imposible calcular analíticamente el perfil de velocidad en la proximidad de la interfase fluido-refractario, por lo que solamente puede ser correlacionado empíricamente. En régimen turbulento, la capa límite de velocidad será mucho más fina que en régimen laminar, por lo que la corrosión será mayor en condiciones turbulentas. (Otero 2012) (McGee 1981).

III.2.4 Fenómenos de interfase: Efecto Marangoni

Existen determinados fenómenos superficiales que pueden afectar a los fenómenos de transporte en los procesos estudiados, pudiendo dar lugar a zonas de desgaste localizado. Dentro de esos fenómenos superficiales destaca el efecto Marangoni.

En los sistemas con escorias y metales fundidos existe un efecto que provoca turbulencias interfaciales debido a un gradiente en la tensión superficial. Este fenómeno

se conoce como efecto Marangoni y el gradiente de tensión superficial que lo origina puede ser debido a un gradiente de temperatura, de concentración o de potencial eléctrico en la interfase. Esto se traduce en un incremento de la transferencia de masa en los sistemas metal fundido-escoria (Fagerlund, Shouyi y Jahanshahi 2002).

Es posible describir el efecto Marangoni como el incremento puntual y anormalmente alto de los coeficientes de transporte de materia asociados a variables locales de temperatura de las fases en contacto. (Verdeja, Sancho y Ballester 2008).

Algunas investigaciones (Zhongda y Mukai, 1992) se basan en el estudio del desgaste local de materiales refractarios en la zona de la superficie en contacto con escorias fundidas y lo ha justificado mediante el flujo de una película de escoria en la internas, inducido por efecto Marangoni. De esta manera se puede explicar el hecho de que los refractarios en contacto con fundidos a alta temperatura, presenten zonas de mayor desgaste en la interfase escoria-escoria o escoria-metal fundido.

La velocidad de agitación juega también un papel importante en este fenómeno. En general, en los recipientes muy agitados es poco probable que el efecto Marangoni controle en el desgaste del refractario. Por otra parte, la influencia del contenido en sílice de la escoria hace que disminuya la velocidad de disolución y el coeficiente de transferencia de materia cuanto mayor sea ese contenido en sílice. (Fagerlund, Shouyi y Jahanshahi 2002). El tratamiento del refractario con aditivos (fundamentalmente silíceos) que modifiquen sus propiedades termomecánicas de resistencia al ataque de baños fundidos a alta temperatura, también puede hacer que los materiales sean más resistentes a la corrosión. Por tanto, en los cambios microestructurales que tienen lugar en la interfase refractario-fundido influyen tanto los índices de basicidad de las escorias como la composición del refractario a las altas temperaturas de operación.

Como consecuencia del efecto Marangoni, el desgaste varía a lo largo de la longitud del refractario y suele ser mayor cuanto más cerca de la interfase refractario-escoria pudiendo alcanzar velocidades que van de algunos mm/s a varios cm/s. Además, en un ensayo de corrosión de inmersión el desgaste es mayor cuando la velocidad de rotación es baja, dando lugar a un estrechamiento en la zona de la interfase gas-refractario-fundido. Cuando la agitación del baño aumenta, ese estrechamiento tiende a desaparecer (Fagerlund, Shouyi y Jahanshahi 2002).

No obstante, el flujo de fluidos dentro de los crisoles es muy complejo y resulta difícil de modelizar, por lo que en ocasiones no está claro si el fenómeno dominante es el flujo Marangoni. En operaciones industriales, la agitación en los recipientes metalúrgicos podría influir más en el desgaste de los revestimientos refractarios que el flujo Marangoni inducido en la línea de escorias. En la práctica industrial, el movimiento de la escoria en el baño puede alcanzar fácilmente velocidades del orden de m/s por lo que el flujo masivo de líquido, debido a la agitación, será el que domine el desgaste del refractario. (Fagerlund, Shouyi y Jahanshahi 2002).

IV. DISEÑO EXPERIMENTAL DE UN MODELO SIMULADO DE ENSAYOS DE DESGASTE DINÁMICOS DE INMERSIÓN

IV.1 INTRODUCCIÓN

El diseño del modelo simulado para el estudio del desgaste está basado en los datos experimentales disponibles de probetas reales sometidas a ensayos dinámicos de desgaste por inmersión. Dado que estos resultados experimentales son muy limitados, se deberán realizar varias simplificaciones y aproximaciones.

Cabe destacar la dificultad que se plantea a la hora de conseguir laboratorios o empresas que realicen ensayos de desgaste a la carta para un estudio de estas características, pues lo habitual es la realización de pruebas cualitativas de resistencia al desgaste, pero no es frecuente la monitorización de los datos térmicos durante el ensayo.

No obstante, el registro y evaluación de los datos térmicos es un procedimiento que permitiría llevar a cabo un mantenimiento predictivo de las instalaciones industriales con el fin de reducir costes y aumentar la fiabilidad y disponibilidad de los equipos.

Una forma versátil y económica de llevar a cabo series de ensayos de forma rápida y eficaz es mediante el diseño de modelos simulados que se aproximen lo máximo posible a las situaciones reales y que permitan hacer un estudio completo de los sistemas. De todos modos, será necesario disponer de suficiente información sobre el sistema real para poder fijar adecuadamente las condiciones de contorno y validar el modelo simulado.

IV.2 MÉTODO DE LOS ELEMENTOS FINITOS

IV.2.1 Discretización de sistemas complejos

Generalmente, se suele simplificar el comportamiento complejo de los sistemas, separando el conjunto en sus componentes individuales o elementos. El comportamiento de esos elementos es conocido, y partiendo de esas unidades, es posible reconstruir el sistema original.

A veces es suficiente con un número finito de elementos (problemas discretos), mientras que en otros casos la subdivisión es infinita lo que conduce al empleo de ecuaciones diferenciales (problemas continuos). Los problemas discretos se resuelven sin dificultad, pero los problemas continuos sólo pueden resolverse de forma exacta mediante manipulaciones matemáticas.

Las técnicas más empleadas por los ingenieros y matemáticos para resolver los problemas continuos reales, son los métodos de discretización, que establecen una aproximación más cercana a la solución verdadera cuanto mayor sea el número de variables discretas.

Los matemáticos han desarrollado técnicas generales aplicables directamente a las ecuaciones diferenciales (aproximaciones por diferencias finitas o métodos de residuos ponderados, por ejemplo).

En ingeniería se crea una analogía directa entre elementos discretos reales y porciones finitas de un dominio continuo, surgiendo así, el método de los elementos finitos. El método de los elementos finitos (M.E.F.) es un procedimiento general de discretización de los problemas continuos planteados por expresiones definidas matemáticamente, de manera que:

El continuo se divide en un número finito de elementos cuyo comportamiento se especifica mediante un número finito de parámetros.

La solución del sistema complejo como ensamblaje de los elementos sigue las mismas reglas que se aplican a los problemas discretos tipo.

Como las condiciones de equilibrio generales ya se satisfacen dentro de cada elemento, sólo queda establecer las condiciones de equilibrio en los nudos de la estructura.

En el caso más general, el problema a resolver es determinar una función desconocida **u** tal que satisfaga, en un dominio Ω (volumen, superficie,...), un determinado sistema de ecuaciones diferenciales

$$A(u)_\Omega = \begin{Bmatrix} A_1(u) \\ A_2(u) \\ \vdots \\ A_n(u) \end{Bmatrix} = 0 \qquad [IV.1]$$

así como, unas condiciones de contorno en la frontera o superficie Γ del dominio

$$B(u)_\Gamma = \begin{Bmatrix} B_1(u) \\ B_2(u) \\ \vdots \\ B_n(u) \end{Bmatrix} = 0 \qquad [IV.2]$$

La función **u** puede ser un escalar o bien un vector de varias variables, del mismo modo que, la ecuación diferencial puede ser una sola o un sistema de ecuaciones simultáneas. Por eso se emplea la notación matricial.

Al ser el M.E.F un método aproximado, busca una solución aproximada, de la forma

$$u \approx \hat{u} = \sum_1^n N_i a_i = Na \qquad [IV.3]$$

donde

N_i son funciones de forma expresadas en función de variables independientes (como las coordenadas x e y).

a_i son los coeficientes de la solución aproximada (siendo todos o al menos algunos, incógnitas).

Algunos aspectos a tener en cuenta son:

Las funciones de forma normalmente se definen localmente para cada subdominio o elemento.

Si las ecuaciones de aproximación se expresan en forma integral, se recuperan las propiedades de los sistemas discretos.

La ecuación de la que se van a obtener los parámetros desconocidos $\mathbf{a_i}$ se puede expresar en forma integral como

$$\int_\Omega G_j(\hat{u})d\Omega + \int_\Gamma g_j(\hat{u})d\Gamma = 0 \qquad j = 1,...,n \qquad \text{[IV.4]}$$

donde

G_j y g_j son funciones u operadores conocidos.

Por medio de estas formas integrales es posible obtener la aproximación elemento por elemento, para luego proceder al ensamblaje por procedimientos desarrollados para sistemas discretos tipo, ya que si G_j y g_j son funciones integrables, se tiene

$$\int_\Omega G_j(\hat{u})d\Omega + \int_\Gamma g_j(\hat{u})d\Gamma = \sum_{e=1}^{m}\left(\int_{\Omega^e} G_j(\hat{u})d\Omega + \int_{\Gamma^e} g_j(\hat{u})d\Gamma\right) \qquad \text{[IV.5]}$$

donde

Ω^e es el dominio de cada elemento.

Γ^e es la parte del contorno correspondiente al dominio de cada elemento.

Hay dos procedimientos disponibles para obtener la aproximación en dichas formas integrales:

- Aproximación por el método de los residuos ponderados o método de Galerkin.
- Aproximación variacional o determinación de funcionales variacionales.

Para un desarrollo más completo de estos dos métodos se puede consultar la bibliografía. (Zienkiewicz y Taylor 1994).

Si las ecuaciones diferenciales son lineales, se pueden escribir como

$$\begin{aligned} A(u) &= Lu + p = 0 \quad \text{en } \Omega \\ B(u) &= Mu + t = 0 \quad \text{en } \Gamma \end{aligned} \qquad [IV.6]$$

En ese caso, el sistema de ecuaciones de la aproximación indicada anteriormente, se transforma en un sistema de ecuaciones lineales

$$K\,a + f = 0 \qquad [IV.7]$$

donde

$$K_{ij} = \sum_{e=1}^{m} K_{ij}^{e} \qquad \text{y} \qquad f_i = \sum_{e=1}^{m} f_i^{e} \qquad [IV.8]$$

A continuación, se presenta la aplicación de este desarrollo matemático a los problemas de transmisión de calor. Del mismo modo se puede plantear el estudio para el transporte de cantidad de movimiento debido al flujo del fluido en el ensayo dinámico. No obstante, no se incluye el desarrollo completo puesto que el propio programa de simulación utilizado (COMSOL Multiphysics) permite seleccionar las ecuaciones más adecuadas para el modelo físico que se haya seleccionado.

IV.2.2 Aplicación al transporte de calor

En su origen, el Método de los Elementos Finitos se utilizó en la resolución de problemas de estructuras, pero su uso se ha extendido a otros campos, siempre que puedan ser modelizados matemáticamente por medio de un potencial cuyo gradiente se relaciona con un campo vectorial. El conocimiento de la distribución de temperatura dentro de un cuerpo es interesante en muchos problemas de ingeniería y las tensiones térmicas, desarrolladas como consecuencia de la distribución de temperatura, van a determinar las características de los equipos.

En la transferencia de calor, el potencial es la temperatura y su gradiente determina la cantidad de energía calorífica transportada, así como, su dirección y sentido. Por tanto, la incógnita básica de los problemas de transferencia de calor es la temperatura.

Como el método de los elementos finitos es un método aproximado de resolver ecuaciones diferenciales, el primer paso será el planteamiento de la ecuación de campo de los problemas de transferencia de calor. Las ecuaciones pueden deducirse usando un principio variacional adecuado o a partir de la ecuación diferencial general, usando la aproximación de Galerkin o método de los residuos ponderados. En caso de incluir el término de radiación, la ecuación diferencial se convertiría en no lineal y sería necesario usar un procedimiento iterativo.

En un medio donde se transmite calor, se define en cada punto un escalar que determina la generación o consumo de calor por unidad de tiempo, denominado intensidad de generación de calor y designado por Q cuyas unidades son Wm^{-3} en el Sistema Internacional. Se puede definir también, un campo vectorial en cada punto, que

se denomina flujo de calor y se representa por $\bar{q}$, cuyo módulo se corresponde con la cantidad de calor por unidad de tiempo y por unidad de superficie orientada perpendicularmente al máximo de dicho flujo. Las unidades del módulo serán Wm^{-2} y el vector tendrá la dirección perpendicular a la superficie y el sentido de la transmisión de calor.

De este modo, se ha definido la temperatura, es decir, el potencial del campo vectorial, cuyo gradiente determina el módulo, dirección y sentido del vector flujo de calor ($\bar{q}$).

Si se considera un volumen aislado Ω que se encuentra rodeado por una superficie Γ se tiene un sistema cerrado y en reposo que evoluciona a presión constante. Por aplicación del Primer Principio de la Termodinámica, se tiene que debe satisfacerse la ecuación del balance energético según el principio de conservación de la energía. Por tanto, el calor generado en el volumen Ω debe ser igual a la suma del calor transferido al exterior más el calor almacenado en el mismo o incremento de entalpía. Según el criterio de signos, se atribuyen valores positivos a la generación de calor y a su transferencia al exterior.

Calor generado: Es la intensidad de generación de calor en el volumen del sistema.

$$\int_{\Omega} Q d\Omega \qquad [IV.9]$$

Calor transferido al exterior: Viene dado por el flujo del vector $\bar{q}$ a lo largo de la superficie, lo que equivale, aplicando el Teorema de Green, a la divergencia de ese vector extendido a todo el volumen.

$$\int_{\Gamma} \bar{q} \cdot \bar{n} \cdot d\Gamma = \int_{\Omega} \nabla \cdot \bar{q} \cdot d\Omega \qquad [IV.10]$$

donde,

$\bar{n}$ es el vector unitario representativo de los elementos superficiales.

Calor almacenado en el sistema: Corresponde al incremento de entalpía con el tiempo.

$$\frac{dH}{dt} = \int_{\Omega} \frac{\partial(\rho c T)}{\partial t} d\Omega \qquad [IV.11]$$

donde,

ρ es la densidad.

c es el calor específico a presión constante.

H es la entalpía.

t es el tiempo.

Balance global de energía:

$$\int_{\Omega} Q d\Omega = \int_{\Omega} \nabla \cdot \bar{q} d\Omega + \int_{\Omega} \frac{\partial(\rho c T)}{\partial t} d\Omega \qquad [IV.12]$$

Este balance es independiente del volumen al que se aplique, por lo que se define así, la ecuación del calor:

$$Q = \nabla \cdot \bar{q} + \frac{\partial(\rho c T)}{\partial t} \qquad [IV.13]$$

Para los sólidos se tienen ρ y c constantes en el tiempo, por lo que se obtiene la siguiente expresión:

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} + \nabla \cdot \bar{q} = Q \qquad [IV.14]$$

Condiciones iniciales: Se establecen en algún instante, generalmente al comienzo del proceso y se refieren a las temperaturas que se registran en ese momento.

Condiciones de contorno: Se establecen en las distintas zonas de la superficie que limita el cuerpo y se pueden clasificar como:

- Temperaturas impuestas.
- Flujo de calor impuesto (para la condición adiabática, flujo de calor nulo).
- Convección (Cuando el cuerpo está en contacto con un fluido a otra temperatura y se aplica la Ley de enfriamiento de Newton:
- $\bar{q}_c \cdot \bar{n} = h(T - T_\infty)$ [IV.15]

Se ha excluido, deliberadamente, la condición de contorno de flujo de calor por radiación, porque, al depender de la cuarta potencia de la temperatura absoluta, daría lugar a sistemas de ecuaciones no lineales y serían necesarios métodos iterativos para su resolución. Por el mismo motivo, se considera que las propiedades térmicas son constantes e independientes de la temperatura. (Alfonso y Verdeja 2000)

IV.3 PROGRAMAS DE SIMULACIÓN

Como se ha indicado anteriormente, una forma de reducir las fuentes de error derivadas del cálculo aproximado es dividir el modelo en el mayor número de elementos posible (Método de los Elementos Finitos). Hoy en día, se emplean programas informáticos iterativos, ya que, para obtener resultados suficientemente precisos, serían necesarias un gran número de operaciones para cada uno de esos elementos finitos. En este estudio se emplea el software COMSOL Multiphysics para llevar a cabo la simulación por el método de los elementos finitos.

En los últimos años se han realizado grandes esfuerzos en conseguir modelos termodinámicos para estudiar los complejos sistemas escoria-metal que puedan ser utilizados por medio de paquetes de software basados en cálculos termodinámicos. Existen modelos que han sido desarrollados en el campo de los paquetes de la termodinámica computacional. Los paquetes más ampliamente utilizados, (Gaye, Faral y Lehmann 2003), como Thermo-Calc, FACT, ChemSage, MTDATA y GEMINI2, combinan códigos de computación para cálculos de equilibrio multifase o multicomponente y bases de datos. Estos programas presentan múltiples aplicaciones en la industria metalúrgica y en la ingeniería química. La tendencia actual en este campo va dirigida a la combinación de paquetes puramente termodinámicos con modelos cinéticos.

IV.4 ENSAYOS REALES DE DESGASTE Y DATOS EXPERIMENTALES

Para el diseño del modelo simulado, se dispone de datos experimentales de los ensayos de laboratorio reales realizados en la Universidad AGH de Cracovia (Polonia)

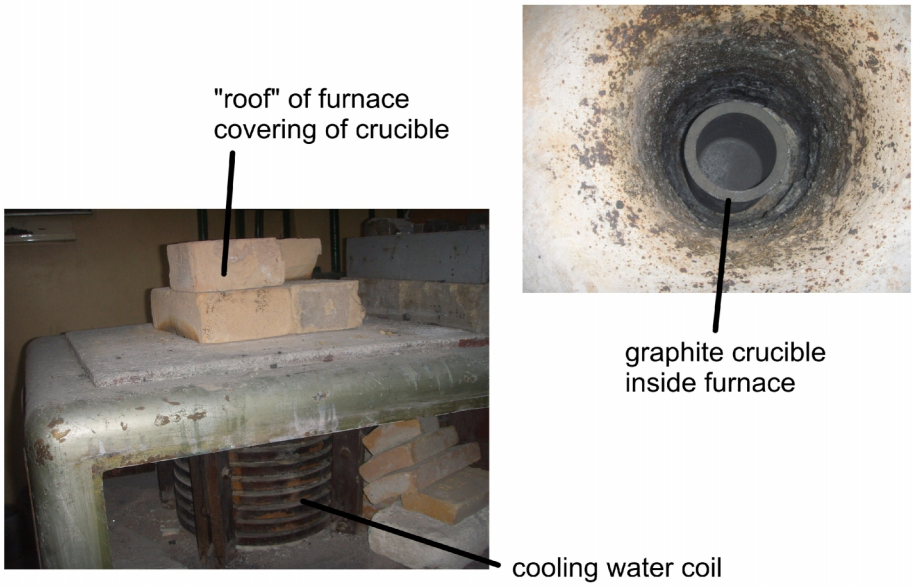


Figura IV. 1: Montaje experimental de los ensayos reales de desgaste. (Universidad AGH).

El material real ensayado en el laboratorio es el siguiente:

- Una probeta de grafito ensayada en un test dinámico de inmersión en un arrabio de composición 1 durante 90 minutos.
- Una probeta de grafito ensayada en un test dinámico de inmersión en un

arrabio de composición 2 durante 60 minutos.

- Una probeta de grafito ensayada en un test dinámico de inmersión en un arrabio de composición 2 durante 15 minutos.

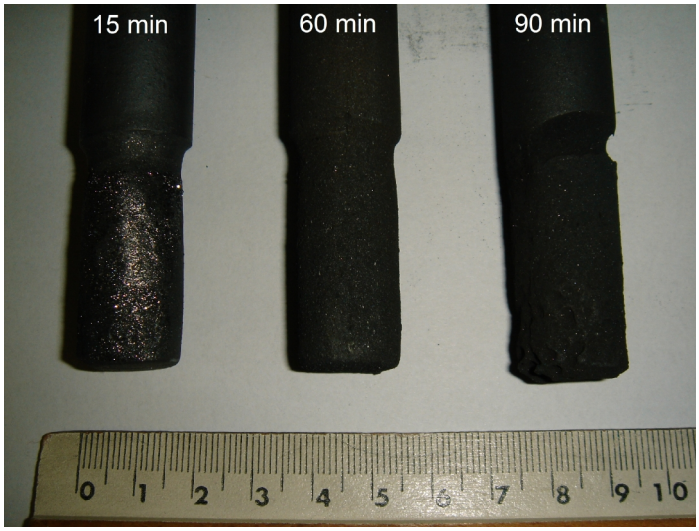


Figura IV. 2: Parte sumergida de las probetas reales ensayadas. (Universidad AGH).

El desgaste final observado en esas probetas se ha medido tomando un total de cinco niveles de referencia a cinco profundidades distintas de la parte sumergida y realizando tres medidas del diámetro con un calibre a lo largo del contorno circular de la probeta para cada altura. Después de recopilar esos datos, se ha hecho la media de las tres medidas para cada altura y se han representados los datos como si se tratase de un perfil único para cada probeta estudiada. El resultado es el siguiente gráfico, en el que se puede observar que el desgaste no sigue ninguna tendencia predecible, puesto que es menor en el ensayo de mayor duración y prácticamente coincide en los ensayos de 60 y 15 minutos. Finalmente, teniendo en cuenta que no es posible confiar plenamente en la bondad de los resultados y dado que es necesario tener un valor de desgaste como referencia para el análisis y comparación de los resultados de las simulaciones, se ha decidido utilizar un valor medio para las tres probetas, puesto que los valores son muy similares y como estimación un orden de magnitud del desgate general en esas condiciones, con el fin de eliminar la influencia de posibles incidentes o perturbaciones ajenas al propio ensayo.

Por tanto, ante la imposibilidad de justificar el desgaste real obtenido para los diferentes ensayos, se utilizará un valor desgaste promedio tanto en la parte vertical (0,0085 m para el radio final) como en la horizontal (0,0058 m de ordenada vertical en la base), con el fin de establecer un orden de magnitud del desgaste en los ensayos realizados.

Por otro lado, las condiciones térmicas y dinámicas son las mismas para los tres

ensayos.

En cuanto a los datos térmicos, se dispone de un paquete de medidas de temperaturas a lo largo del tiempo de ensayo para cada test. Se considera que dichas temperaturas corresponden a una situación de equilibrio, por lo que se ha calculado una temperatura promedio, como referencia de cada ensayo. No obstante, parece que esos valores de temperatura, tampoco siguen ninguna tendencia esperable, puesto que la temperatura más alta se obtiene para el ensayo de 15 min (551ºC), después se situaría el ensayo de 90min (252ºC) y por último en ensayo de 60 min (224ºC). A la hora de realizar los modelos simulados se han tenido en cuenta dichas temperaturas, aunque no se pueda justificar claramente a qué se debe esa tendencia.

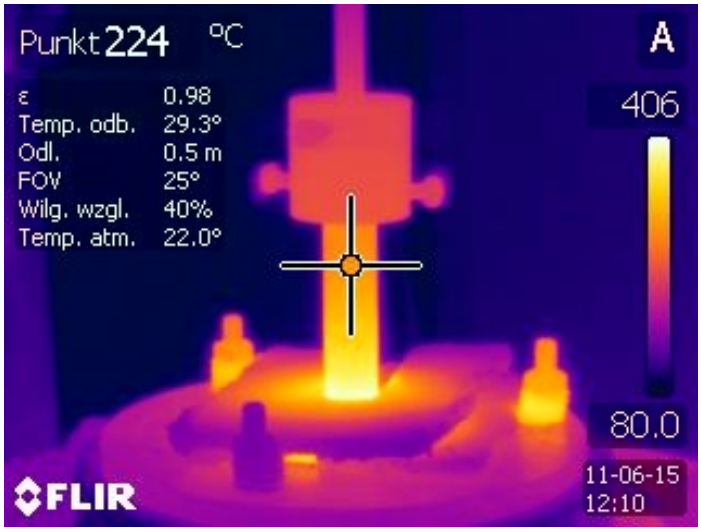


Figura IV. 3: Termografía de la parte superior del montaje experimental de los ensayos reales de desgaste. (Universidad AGH).

IV.5 CREACIÓN DEL MODELO SIMULADO CON COMSOL MULTIPHYSICS

Para el diseño de los modelos simulados se utilizó el programa COMSOL Multiphysics. Esta herramienta permite resolver ecuaciones diferenciales en derivadas parciales mediante el método de los elementos finitos. Además este programa tiene un conjunto de modos de aplicación y una amplia librería de modelos predefinidos de diferentes sistemas físicos que pueden agruparse para ser usados simultáneamente como modelos múltiples en la resolución de un problema determinado

IV.5.1 Pruebas iniciales: Modelos puramente térmicos.

Se ha probado inicialmente a crear un modelo simulado puramente térmico, tal como se había realizado en otros estudios previos de sistemas estáticos llevados a cabo en anteriores investigaciones de este grupo. El resultado con las pruebas simuladas es

un desgaste prácticamente nulo. Eso puede justificarse debido a que no se ha tenido en cuenta el movimiento rotacional de la probeta. Puede considerarse que el giro favorece el movimiento del fluido y la transmisión de calor y por tanto, la transferencia de materia, dando lugar a un mayor desgaste.

IV.5.2 Modelo final: Modelo térmico dinámico.

Por tanto, se ha elegido finalmente un modelo simulado con COMSOL Multiphysics en el que se combina la transferencia de calor por convección y conducción, junto con el movimiento rotacional de la probeta. El movimiento rotacional alrededor del eje del sistema se simula mediante un modelo de COMSOL Multiphysics de flujo de remolino. Este efecto de la rotación de un cilindro sobre el flujo en un recipiente, tiene mucha similitud con los sistemas con electrodos de cilindro rotatorio.

Para considerar la transferencia de materia se emplea el modelo de desgaste nodal, cuya validez se demostrará para este nuevo caso dinámico.

El estudio se realiza en dos dimensiones considerando la simetría axial del sistema y manteniendo el flujo en la dirección rotacional en las ecuaciones.

Se considera régimen permanente o estacionario, puesto que no se dispone de datos suficientes para estudiar la situación transitoria y además la duración del ensayo se considera referida a un periodo en el que el sistema ya ha alcanzado el estado estacionario. Por tanto, el tiempo ensayo se tendrá en cuenta al aplicar el modelo de desgaste nodal.

IV.5.3 Etapas de diseño del modelo final.

A la hora de diseñar el modelo de mecánica de fluidos y transferencia de calor con COMSOL Multiphysics, se han seguido una serie de etapas:

IV.5.3.1 Definición del problema.

La definición del problema consiste en la selección de los modelos físicos y el dibujo de la geometría.

En este caso se ha planteado la resolución del problema mediante un modelo combinado de simetría axial en dos dimensiones (2D), basado en varios módulos disponibles en las librerías de COMSOL Multiphysics. Por tanto, se ha seleccionado mediante el navegador de modelos, un modelo que combina un módulo de mecánica de fluidos (flujo de torbellino alrededor de un eje) y otro de transferencia de calor (conducción y convección predominantemente).

En cuanto a la geometría, siempre que se trate de un modelo que presenta simetría, es conveniente simplificar el diseño de manera que se ahorre tiempo y recursos en la simulación y se obtenga un modelo lo más sencillo posible. En este caso, se ha considerado la simetría axial en dos dimensiones y se ha representado una sección de la

probeta en la dirección del eje de rotación, tan como indican las figuras IV.4 y IV.5.

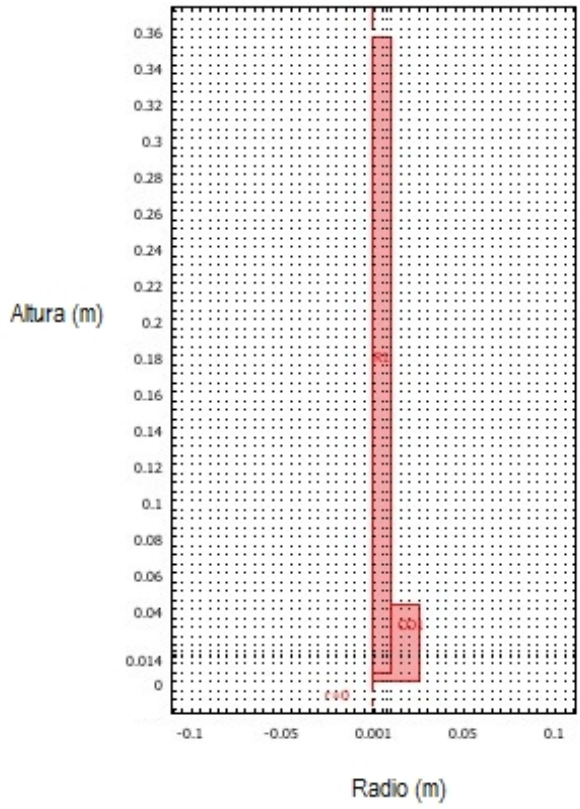


Figura IV. 4: Definición de la geometría del modelo con COMSOL Multiphysics.

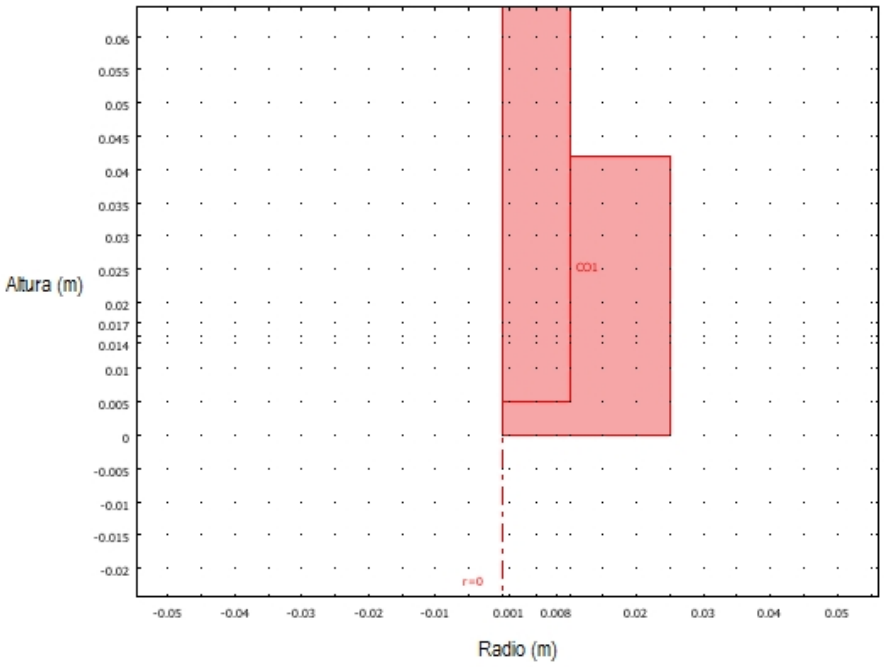


Figura IV. 5: Detalle del dominio fundido y la parte sumergida del dominio sólido de la geometría del modelo con COMSOL Multiphysics.

Para definir la geometría se considera un dominio formado por un subdominio sólido y otro subdominio líquido. El subdominio sólido correspondiente a una sección transversal de la probeta teniendo en cuenta sólo la mitad de la misma respecto al eje de rotación por la simetría axial de la probeta. También se representa el dominio correspondiente al baño fundido, que representa el medio líquido en el que se encuentra parcialmente inmersa la probeta.

IV.5.3.2 Especificación de las propiedades físicas, las condiciones iniciales y las condiciones de contorno del modelo.

El siguiente paso consiste en la definición de los ajustes de subdominio, de contorno y de punto que sean necesarios.

En primer lugar, será necesario definir los valores o expresiones de cálculo de los parámetros cuyo valor se conoce, mediante su introducción en la pestaña *Opciones* del menú principal en el apartado *Constantes*.

Para simplificar en la medida de lo posible el modelo simulado, se han considerado constantes los valores de esas propiedades, aunque muchas de ellas realmente son funciones de la temperatura.

Nombre	Expresión	Descripción
rho1	6854[kg/m^3]	Density
eta1	6e-3[Pa*s]	Viscosity
omega	(80*2*pi/60) [rad/s]	Angular velocity
rho2	1550[kg/m^3]	Density
k1	25 [W/m/K]	Conductivity
k2	150 [W/m/K]	Conductivity
cp1	2441 [J/kg/K]	Heat capacity
cp2	700 [J/kg/K]	Heat capacity
Tsup	551+273.15 [K]	Top temperature
Tpared	1500+273.15 [K]	Wall temperature
Tamb	25+273.15 [K]	Environmental temperature

Tabla IV. 1: Ejemplo de tabla de constantes para uno de los modelos de ensayo simulado.

Los valores de esas constantes se revisarán y serán modificados, a la hora de realizar las diferentes simulaciones, cuando se necesario para simular unas condiciones diferentes (distinta conductividad térmica del sólido, diferente conductividad térmica del baño fundido, cambio en la velocidad de rotación,…). También será necesario modificar la geometría del modelo cuando se realicen las simulaciones para estudiar la influencia de la relación entre el radio de la probeta y diferentes radios de crisol.

El resto de ajustes se realizan en el menú *Física,* mediante *Ajustes de*

subdominio, para especificar las propiedades físicas del fluido o del sólido en los dos subdominios, y con *Ajustes de contorno* para introducir las condiciones de contorno del sistema. Finalmente, si existen ajustes de punto, se introducirán en *Ajustes de punto*.

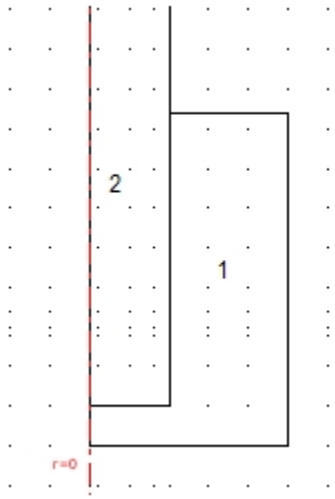


Figura IV. 6: Detalle de los subdominios del modelo con COMSOL Multiphysics.

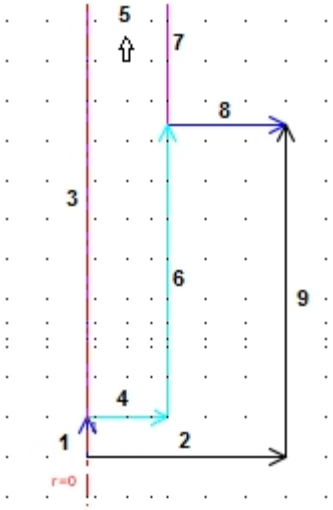


Figura IV. 7: Detalle de los contornos del modelo con COMSOL Multiphysics.

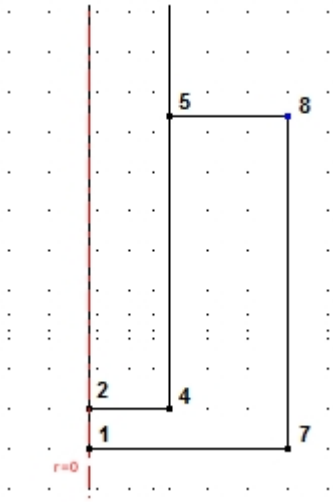


Figura IV. 8: Detalle de los puntos del modelo con COMSOL Multiphysics.

Como el modelo consta de la combinación de dos modos de aplicación (transmisión de calor y movimiento de fluidos), es necesario realizar la definición de los parámetros físicos para cada modelo físico.

Se deben introducir las propiedades de cada subdominio, algunas de las cuales han sido introducidas al definir las constantes, en la ventana de los *ajustes de subdominio*. Por un lado, se introducen las condiciones para el módulo de flujo y por otro, se definen las condiciones para el módulo de transmisión de calor.

Además, es necesario definir los *ajustes de contorno*, en la ventana correspondiente, de nuevo, se definen tanto para el módulo de flujo como para el módulo de transmisión de calor.

En el primer caso, para simular el movimiento de rotación se fijan principalmente el *tipo de contorno* (pared, contorno de simetría,…) y la *condición de contorno* (pared deslizante, deslizamiento, simetría, simetría axial,…) correspondiente a cada contorno.

Por otro lado, para simular la transmisión de calor por convección y conducción, se fija también la *condición de contorno* (flujo de calor, aislamiento térmico, flujo convectivo, temperatura o simetría axial) correspondiente a cada contorno. Hay que tener en cuenta que se ha fijado una temperatura en el contorno de la parte superior de la probeta, así como una temperatura en la pared vertical del crisol y un flujo de calor en el mismo contorno, aportado por el calentamiento del horno de ensayos.

IV.5.3.3 Mallado del modelo

A continuación, se establece el mallado, que consiste en la división del modelo en elementos discretos de menor tamaño. Se ha seleccionado una malla de elementos triangulares. La malla se presenta refinada para reducir los tamaños de los elementos en los contornos del modelo, tanto externos como internos, de manera que se mejoren los resultados a pesar de que requiera un mayor esfuerzo computacional en la resolución del problema. Se han obtenido un total de 6792 elementos.

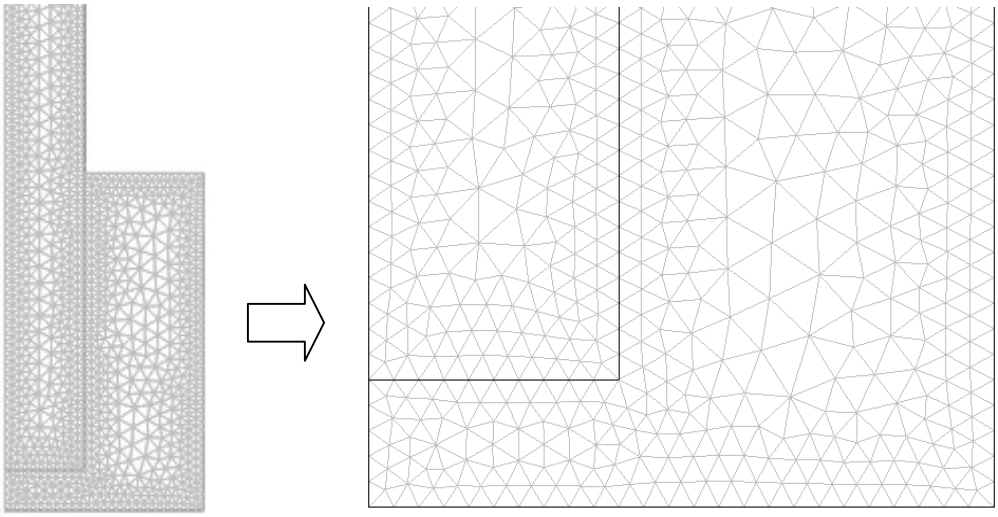


Figura IV. 9: Detalle del mallado y refino de la malla del modelo con COMSOL Multiphysics.

IV.5.3.4 Resolución del problema

El siguiente paso es la ejecución del motor de cálculo del programa para la resolución del problema a través de ecuaciones discretizadas para los diferentes elementos discretos. Se hace dentro de la pestaña *Resolver*, mediante el botón *Resolver el problema* de la barra de herramientas del programa, y así se consigue comenzar la resolución del problema.

IV.5.3.5 Postprocesado y análisis de resultados

Una vez resuelto el problema, es posible visualizar los resultados a través de las opciones que presenta el programa COMSOL Multiphysics en la sección *Postprocesado*. En esta sección es posible representar diferentes gráficos (superficie, curvas de nivel, vector, líneas de flujo, contorno,…), incluidos gráficos específicos de sección transversal o de dominio. También existe la opción de exportar los gráficos creados en forma de imágenes. Por otro lado, es posible seleccionar los resultados del análisis para un conjunto de nodos seleccionado y exportar los valores correspondientes. En este caso, se empleará esa opción para seleccionar las temperaturas nodales de los nodos seleccionados en la interfase refractario-baño fundido, para poder aplicar el Modelo de Desgaste Nodal en la siguiente etapa del estudio.

IV.6 FACTORES ANALIZADOS QUE PUEDEN AFECTAR AL DESGASTE DE LA PROBETA

Una vez establecidas las condiciones generales de las simulaciones, se genera el plan de ensayos simulados que se realizará con el fin de cumplir tanto el principal objetivo del trabajo como el objetivo secundario de estudiar la influencia de varios factores sobre el desgaste del material. Concretamente, se estudian los siguientes factores:

IV.6.1 Relación entre el radio de la probeta y el radio del crisol Rin/Rout (0.8, 0.4 y 0.2)

Se han analizado diferentes relaciones entre el radio de la probeta y el radio del crisol (Rin/Rout). De este modo, para un radio fijo de probeta (Rin=0.0100 m) y varios radios de crisol (Rout=0.0125 m, 0.0250 m y 0.0500 m), se obtienen las correspondientes relaciones Rin/Rout (0.8, 0.4 y 0.2 respectivamente). En el caso del ensayo real que se analizó, el radio del crisol era de 0.025 m.

Es importante destacar, que para cada caso es necesario crear un modelo geométrico diferente, por lo que el número de nodos y elementos del sistema será diferente.

IV.6.2 Velocidad de rotación en revoluciones por minuto, w (40, 80 y 160 rpm)

Se ha considerado la velocidad de rotación del ensayo real (80 rpm), así como un valor superior igual al doble (160 rpm) y otro inferior igual a la mitad (40 rpm).

En este caso, la velocidad de rotación determina las condiciones de flujo del sistema, puesto que al tratarse de ensayos dinámicos, es necesario establecer las condiciones que diferencien este tipo de modelo de otros modelos anteriores estudiados para ensayos estáticos (*finger test*).

El hecho de que exista una rotación de la probeta dará lugar a una aceleración en el proceso de desgaste para conseguir reducir los tiempos de ensayo.

IV.6.3 Conductividad térmica del sólido, k_S (10, 30 y 150 W/(m·K))

Se tienen en cuenta datos presentes en la bibliografía para materiales carbonosos a la hora de seleccionar la conductividad térmica típica de tres de ellos (carbono, carbono-grafito y grafito). No obstante, a las temperaturas del ensayo, los valores serían diferentes, pero no se han considerado las curvas de variación con la temperatura, con el fin de simplificar el modelo. Por tanto, se han introducido valores fijos para definir las propiedades del modelo simulado. Se tiene en cuenta la siguiente tabla IV.2 de materiales proporcionada por la Universidad AGH.

PROPIEDAD (Valor típico)	TIPO DE MATERIAL				
	Carbono		Carbono-grafito	Grafito	Microporoso
	Tipo 1	Tipo 2			
Conductividad térmica (a 30ºC) W/(m·K)	7	12	29	150	40
Densidad aparente, g/cm^3	1.5	1.52	1.55	1.55	1.64
Porosidad abierta, %	20	15	20	23	23
Resistencia a compresión (N/mm^2)	25	30	25	17	50
Coeficiente lineal de expansión térmica (20-200ºC), µm/(K·m)	2.2	2.4	2.6	2.2	2.1-2.6
Contenido en cenizas, %	3	4	0.7	0.5	16-30

Tabla IV. 2: Valores típicos de algunas propiedades pata diferentes tipos de materiales carbonosos. (Universidad AGH).

Por tanto, se han considerado como valores típicos de conductividad térmica de la probeta de material sólido: 10 W/(m·K) para el carbono, 30 W/(m·K) para el carbono-grafito y 150 W/(m·K) para el grafito. Las probetas ensayadas realmente son de grafito, por lo que se considerará una conductividad térmica típica de 150 W/(m·K) cuando se simulen las condiciones reales.

IV.6.4 Conductividad térmica del fluido, k_L (5, 25 y 50W/(m·K))

Se consideran tres valores típicos de conductividad de tres materiales (escoria, arrabio y fundición). El ensayo real se realizó con material fundido de dos composiciones diferentes, pero en ambos casos la composición es próxima a la del arrabio, aunque existen dificultades para determinar experimentalmente, con los medios disponibles, la composición (% C) del material fundido con suficiente precisión.

Por tanto, se han considerado como valores típicos de conductividad térmica del baño líquido: 5 W/(m·K) para una escoria, 25 W/(m·K) para un arrabio y 50 W/(m·K) para una fundición. La conductividad térmica del baño líquido utilizado para los ensayos reales se considerará similar a la utilizada en el caso de un arrabio (25 W/(m·K)).

IV.6.5 Temperatura en la parte superior de la probeta, T_{sup} (224, 252 y 551 ºC)

Se ha considerado también una condición de temperatura fija en la parte superior de la probeta para cada ensayo, correspondiente a las mediciones realizadas con la cámara termográfica. Debido a que los valores obtenidos parecen no seguir una tendencia clara, se han realizado las simulaciones correspondientes, pero no se considerará como un factor independiente, puesto que varía según el tiempo de ensayo, por lo que se ha optado por estudiar los perfiles de temperatura y de desgaste en función de los tres tiempos de ensayo introducidos a través del Modelo de Desgaste Nodal.

IV.6.6 Tiempo de ensayo, t (15, 60 y 90 min)

Se consideran los tiempos de los ensayos reales. Se han hecho tres ensayos, de 15 min, 60 min y 90 min. Esos valores se introducirán al realizar los cálculos con el Modelo de Desgaste Nodal.

IV.7 ENSAYOS SIMULADOS

El conjunto de ensayos simulados se basa en el estudio de los cinco factores anteriores:

- Relación entre el radio de la probeta y el radio del crisol (Rin/Rout)
- Velocidad de rotación de la probeta (w)
- Conductividad térmica del sólido (ks)
- Conductividad térmica del líquido (kl)
- Tiempo (t) (en la simulación se incluye la temperatura en la parte superior de la probeta correspondiente a cada uno de los tiempos de ensayo)

Los cinco factores, con tres valores cada uno, darían lugar a un total de 3x3x3x3x3 =243 ensayos simulados.

Por tanto, se han realizado un total de 243 ensayos simulados y para cada uno de los tres conjuntos de 81 ensayos simulados con una temperatura en la parte superior de la probeta, se introduce el correspondiente tiempo de ensayo a la hora de aplicar el modelo de desgaste nodal para calcular el desgaste a partir de las temperaturas de intercara.

A continuación, se presenta un resumen de los resultados del análisis térmico y fluidodinámico de los modelos simulados. Se han seleccionado los resultados de las simulaciones correspondientes a las condiciones del ensayo real, pero variando cada factor de los cuatro primeros expuestos anteriormente, entre sus tres posibles valores.

De este modo, se expone un resumen de resultados correspondiente a 12 ensayos, para poder apreciar las tendencias en los perfiles térmicos y dinámicos en cada caso.

Se han seleccionado cinco representaciones gráficas para la comparación de los resultados de las simulaciones:

- Gráfico de superficie en el que se representan las temperaturas en escala de color para el conjunto de probeta (subdominio sólido) y baño (subdominio fluido).
- Gráfico de superficie en el que se representan las temperaturas en escala de color para el baño (subdominio fluido) de forma más detallada que en el gráfico del conjunto.
- Gráfico vectorial y de líneas de flujo para el campo de velocidad del material del baño (subdominio fluido).
- Gráfico del perfil de temperatura nodal en la superficie de contacto entre el sólido y el baño en la dirección vertical desde la base de la probeta.
- Gráfico del perfil de temperatura nodal en la superficie de contacto entre el sólido y el baño en la dirección radial en la base de la probeta.

A modo de resumen, se presenta la comparación de los siguientes resultados:

- Resultados de tres simulaciones correspondientes a los tres valores estudiados de la relación entre el radio de la probeta y el radio del crisol (Rin/Rout = K) manteniendo constantes el resto de parámetros (velocidad de rotación 80 r.p.m., conductividad térmica del sólido 150 W/(m·K) y conductividad térmica del líquido 25 W/(m·K)) y para las condiciones de simulación del ensayo de 15 min.
- Resultados de tres simulaciones correspondientes a los tres valores estudiados de velocidad de rotación (w), manteniendo constantes el resto de parámetros (K=0.4, conductividad térmica del sólido 150 W/(m·K) y conductividad térmica del líquido 25 W/(m·K)) y para las condiciones de simulación del ensayo de 15 min.
- Resultados de tres simulaciones correspondientes a los tres valores estudiados de conductividad térmica del sólido (ks), manteniendo constantes el resto de parámetros (K=0.4, velocidad de rotación 80 r.p.m. y conductividad térmica del líquido 25 W/(m·K)) y para las condiciones de simulación del ensayo de 15 min.
- Resultados de tres simulaciones correspondientes a los tres valores estudiados de conductividad térmica del baño fundido (kl), manteniendo constantes el resto de parámetros (K=0.4, velocidad de rotación 80 r.p.m. y conductividad térmica del sólido 150 W/(m·K)) y para las condiciones de simulación del ensayo de 15 min.

IV.7.1 Relación entre el radio de la probeta y el radio del crisol, Rin/Rout (0.2, 0.4 y 0.8)

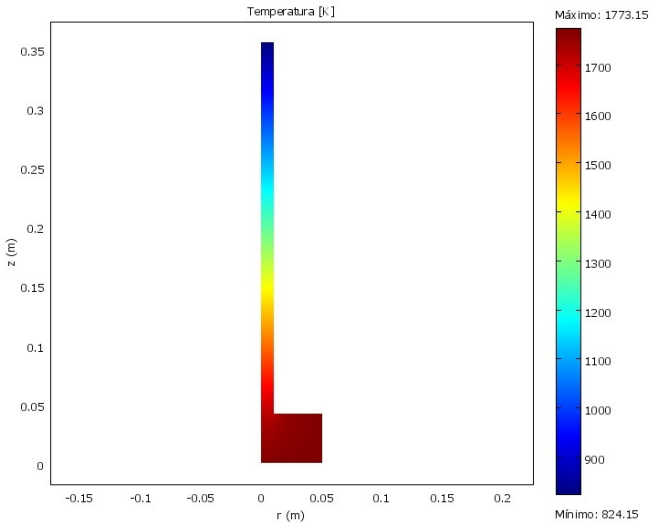


Figura IV. 10: Temperatura del conjunto para t15K0.2w80ks150kl25

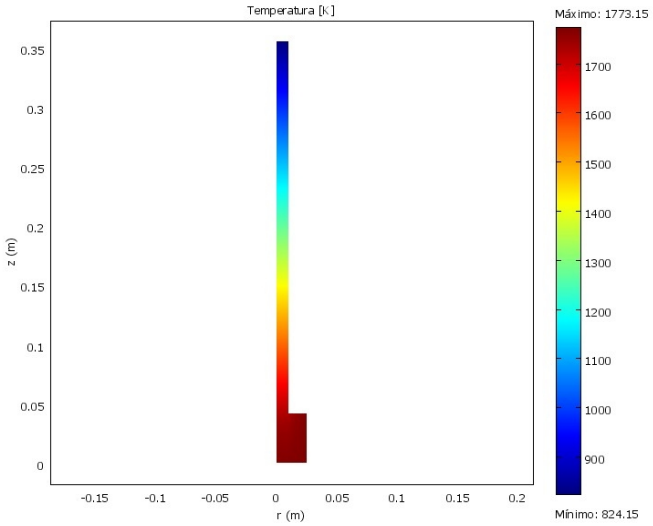


Figura IV. 11: Temperatura del conjunto para t15K0.4w80ks150kl25

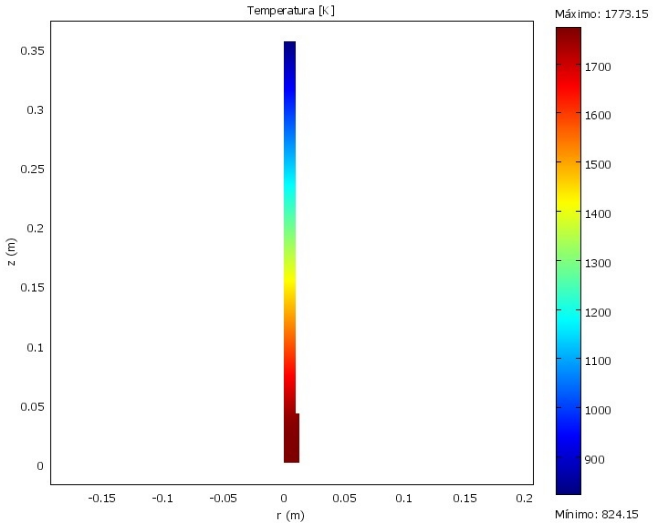


Figura IV. 12: Temperatura del conjunto para t15K0.8w80ks150kl25

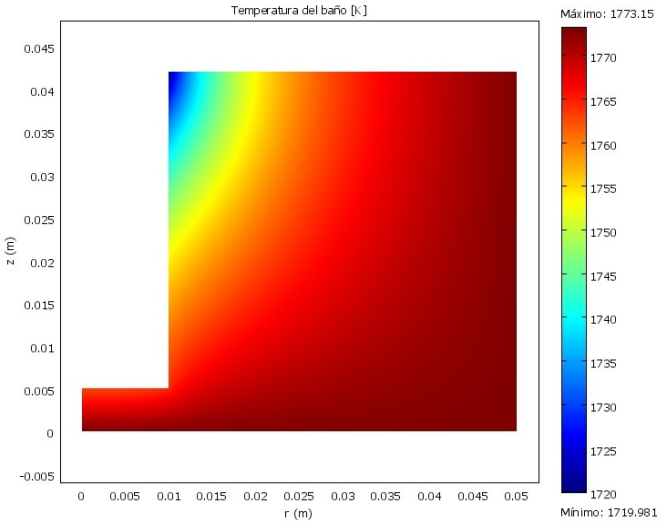


Figura IV. 13: Temperatura del baño para t15K0.2w80ks150kl25

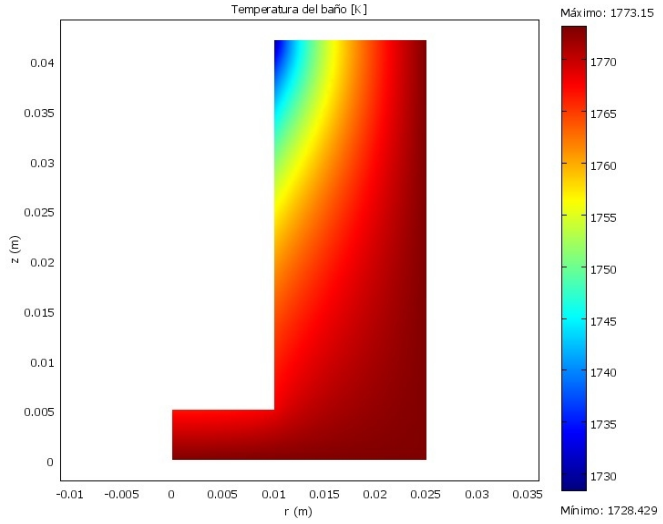


Figura IV. 14: Temperatura del baño para t15K0.4w80ks150kl25

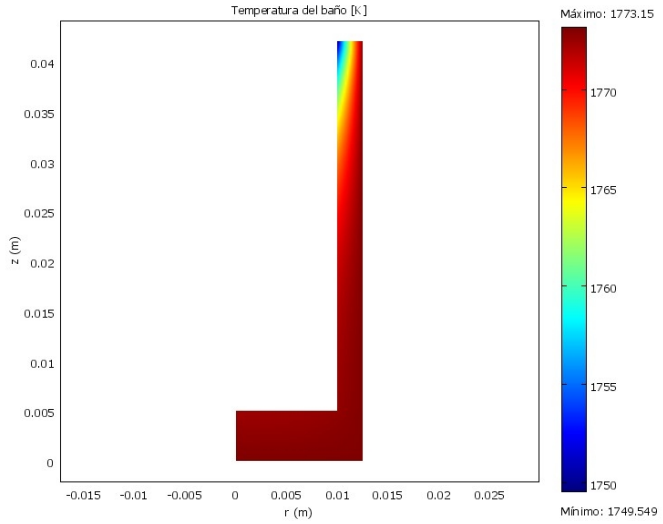


Figura IV. 15: Temperatura del baño para t15K0.8w80ks150kl25

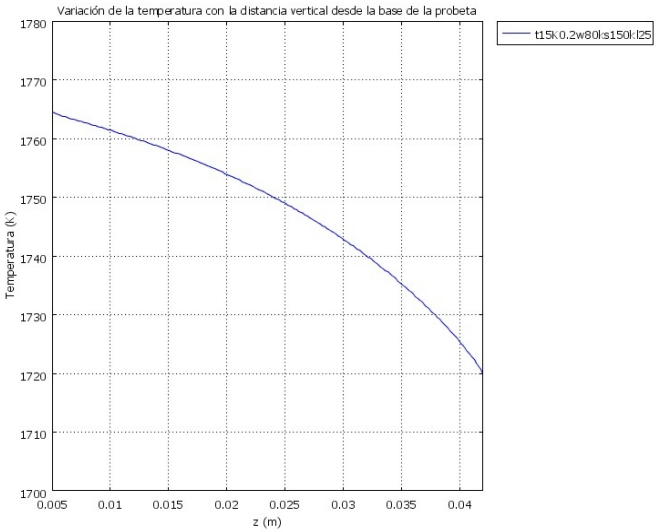


Figura IV. 16: Perfil vertical de temperatura para t15K0.2w80ks150kl25

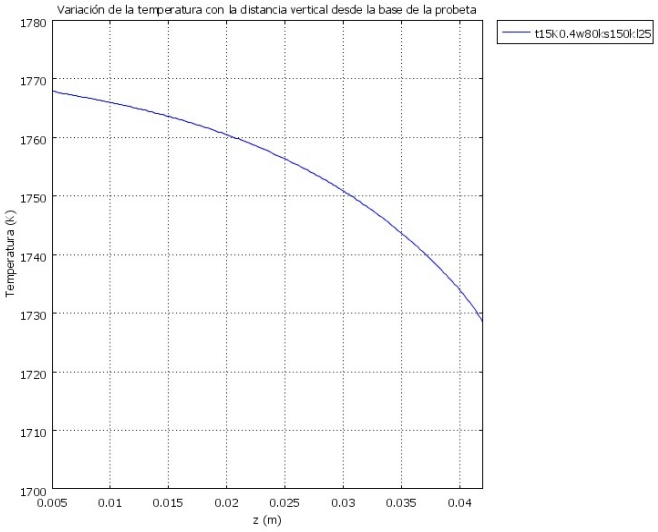


Figura IV. 17: Perfil vertical de temperatura para t15K0.4w80ks150kl25

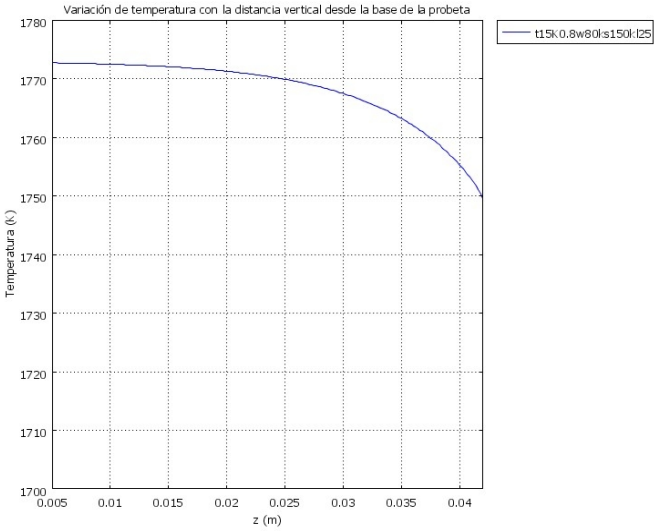


Figura IV. 18: Perfil vertical de temperatura para t15K0.8w80ks150kl25

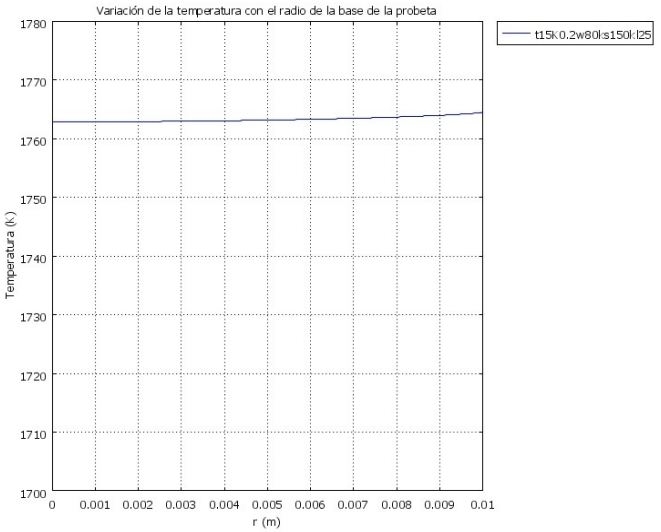


Figura IV. 19: Perfil radial de temperatura para t15K0.2w80ks150kl25

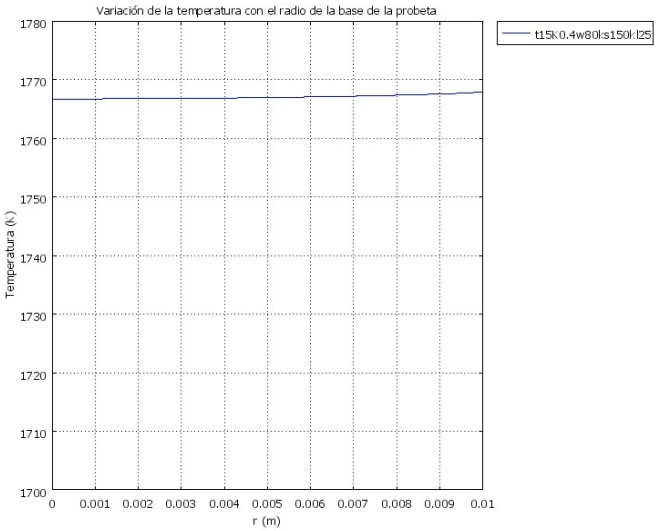


Figura IV. 20: Perfil radial de temperatura para t15K0.4w80ks150kl25

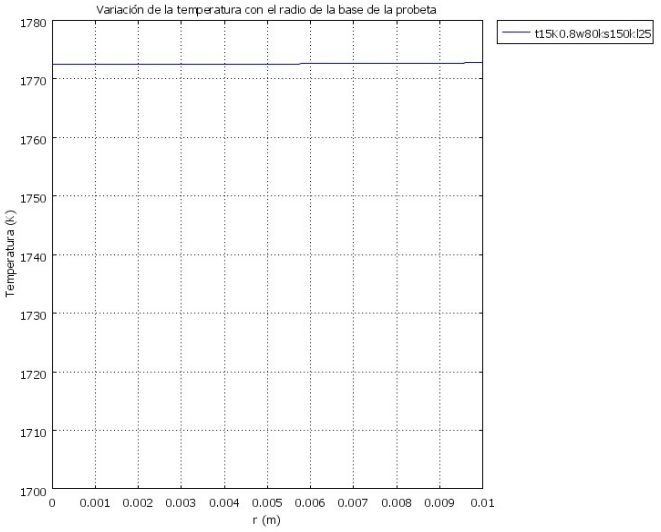


Figura IV. 21: Perfil radial de temperatura para t15K0.8w80ks150kl25

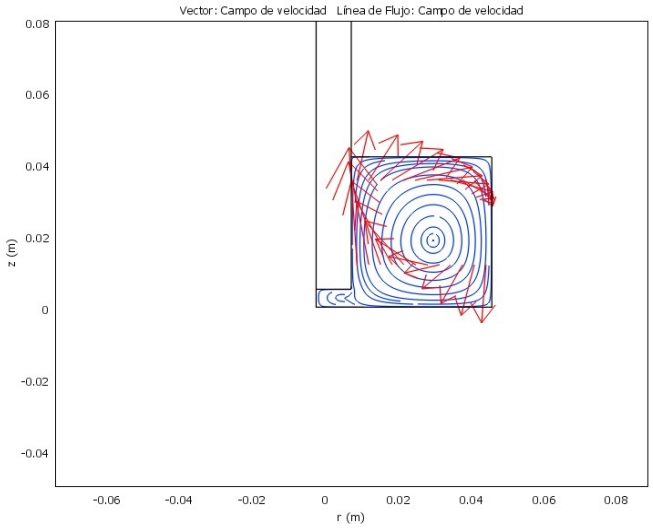


Figura IV. 22: Campo de velocidad para t15K0.2w80ks150kl25

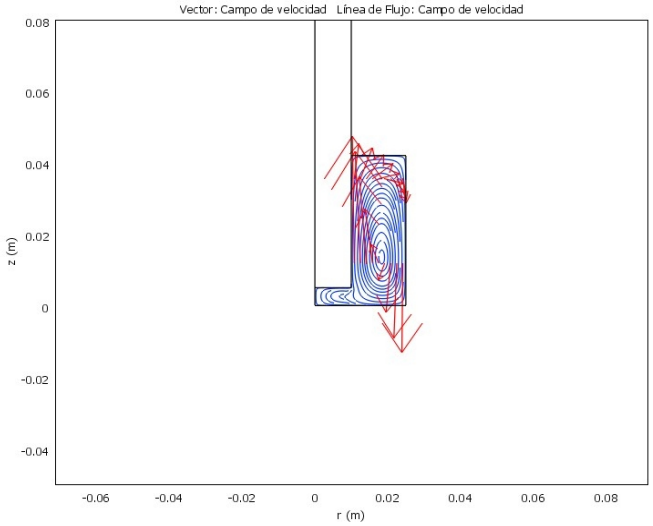


Figura IV. 23: Campo de velocidad para t15K0.4w80ks150kl25

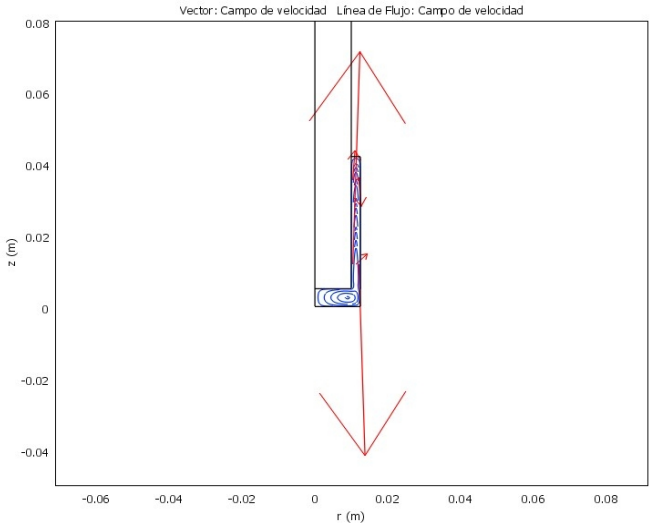


Figura IV. 24: Campo de velocidad para t15K0.8w80ks150kl25

IV.7.2 Velocidad de rotación, w (40, 80 y 160 r.p.m.)

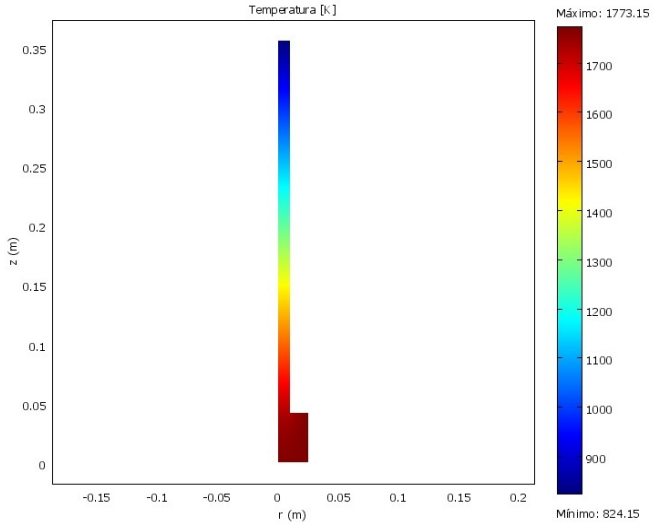


Figura IV. 25: Temperatura del conjunto para t15K0.4w40ks150kl25

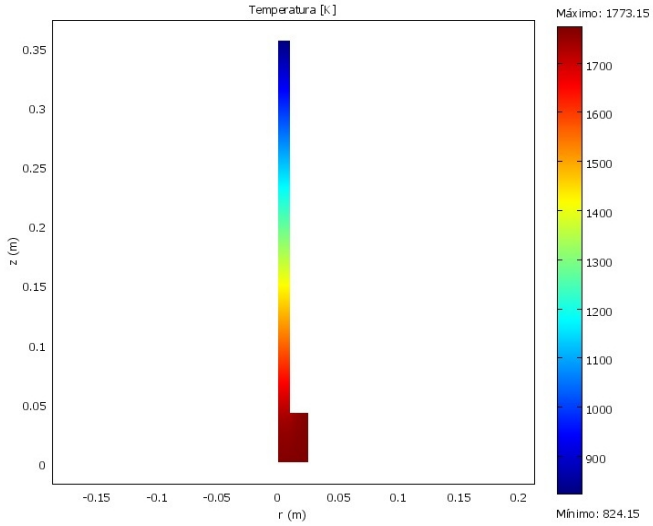


Figura IV. 26: Temperatura del conjunto para t15K0.4w80ks150kl25

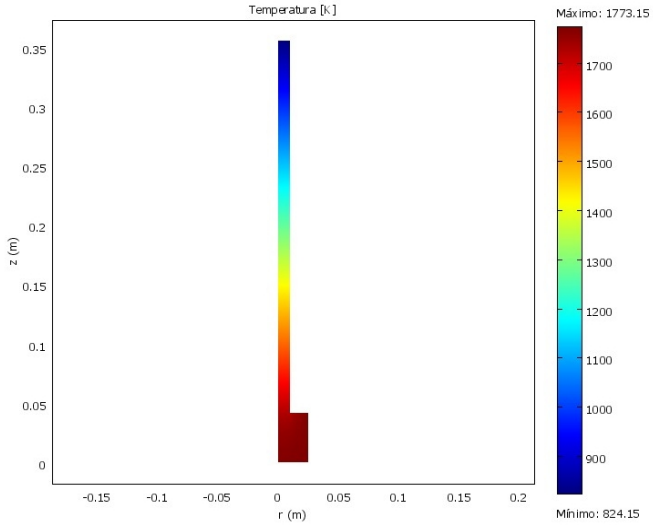


Figura IV. 27: Temperatura del conjunto para t15K0.4w160ks150kl25

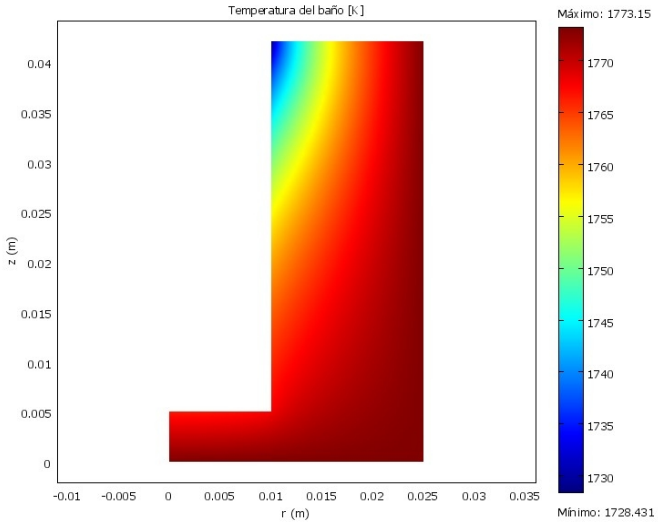


Figura IV. 28: Temperatura del baño para t15K0.4w40ks150kl25

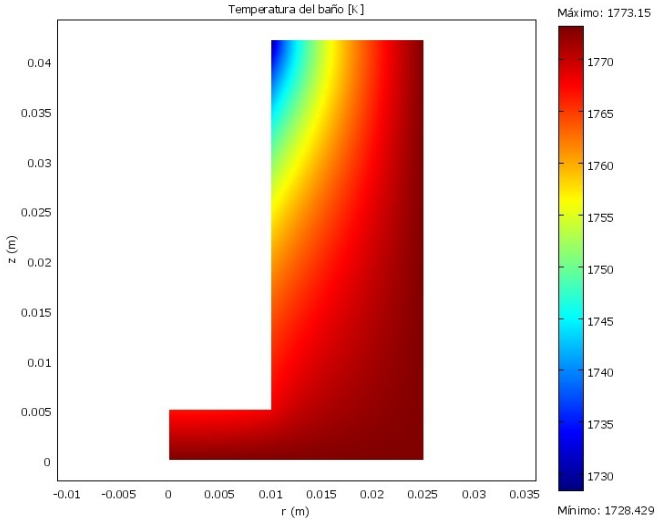


Figura IV. 29: Temperatura del baño para t15K0.4w80ks150kl25

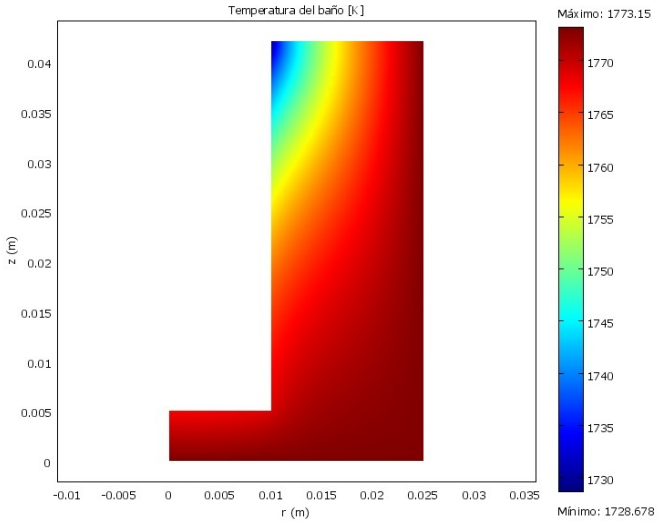


Figura IV. 30: Temperatura del baño para t15K0.4w160ks150kl25

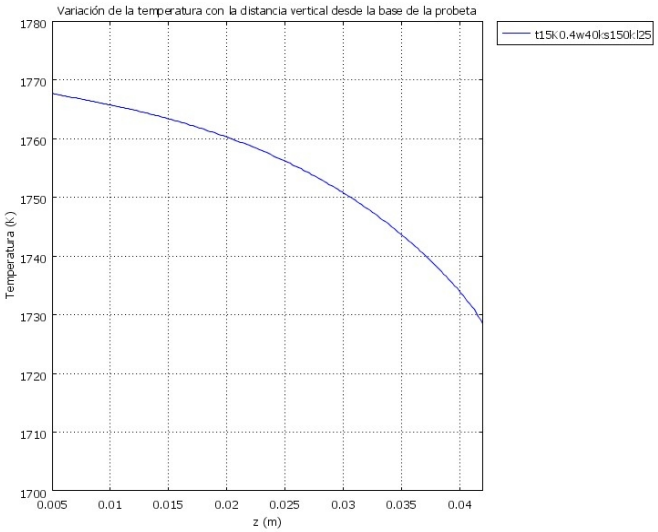


Figura IV. 31: Perfil vertical de temperatura para t15K0.4w40ks150kl25

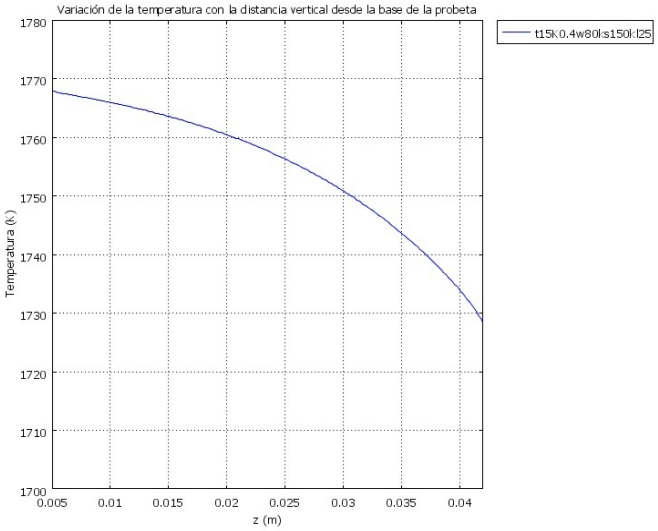


Figura IV. 32: Perfil vertical de temperatura para t15K0.4w80ks150kl25

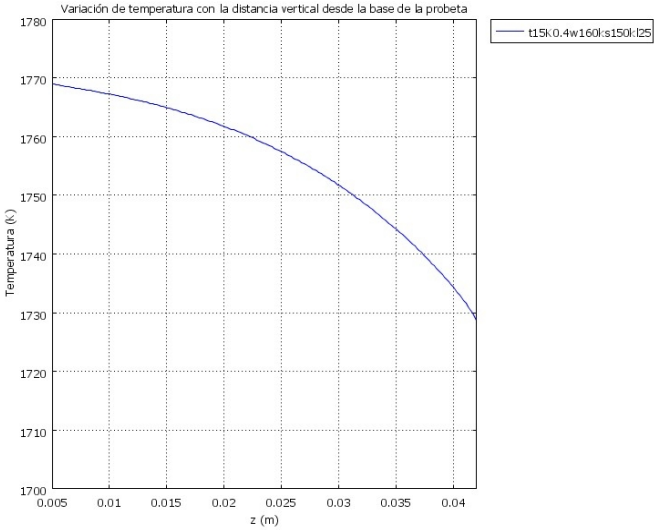


Figura IV. 33: Perfil vertical de temperatura para t15K0.4w160ks150kl25

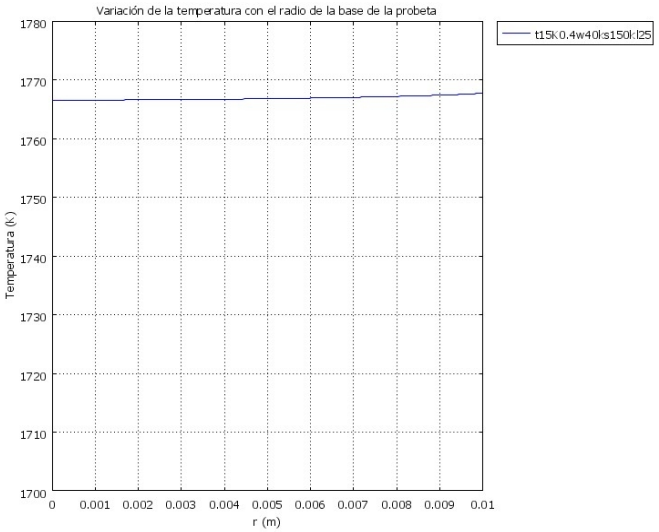


Figura IV. 34: Perfil radial de temperatura para t15K0.4w40ks150kl25

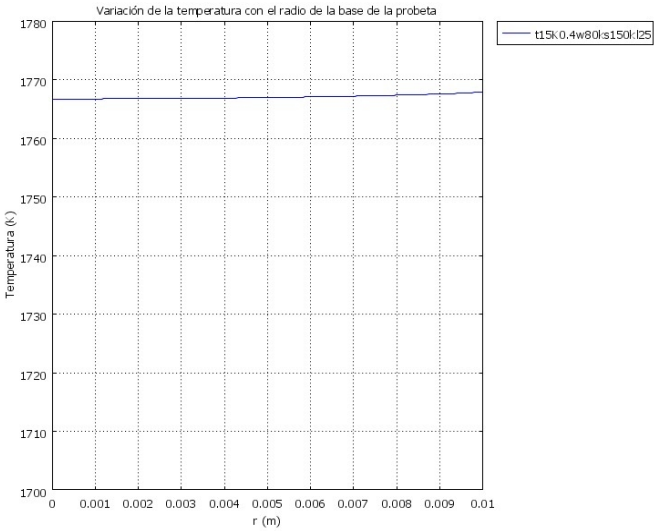


Figura IV. 35: Perfil radial de temperatura para t15K0.4w80ks150kl25

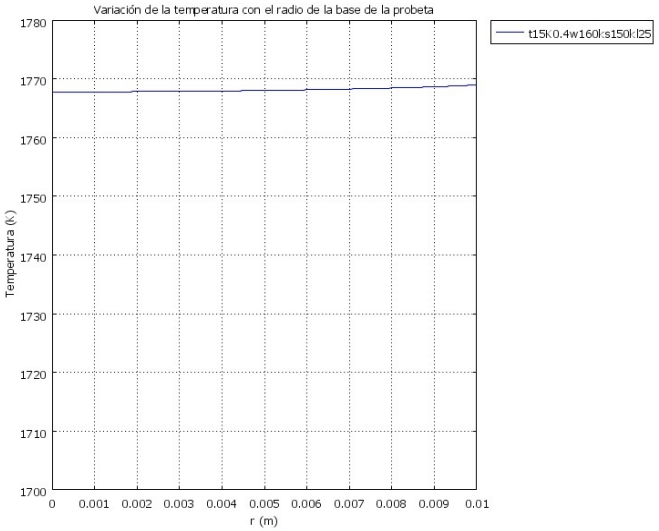


Figura IV. 36: Perfil radial de temperatura para t15K0.4w160ks150kl25

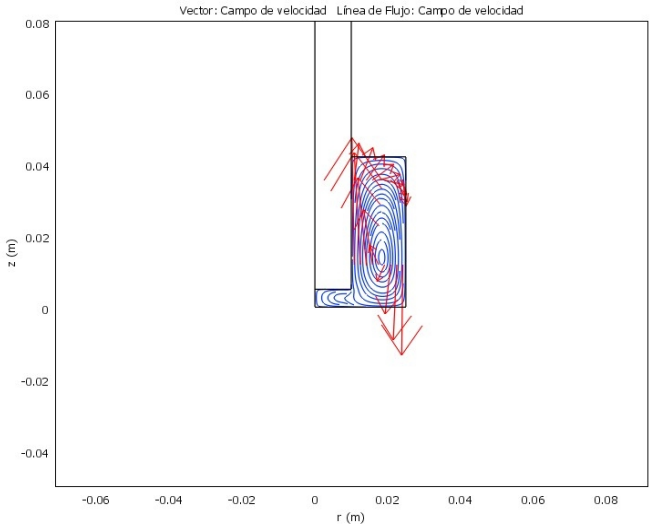


Figura IV. 37: Campo de velocidad para t15K0.4w40ks150kl25

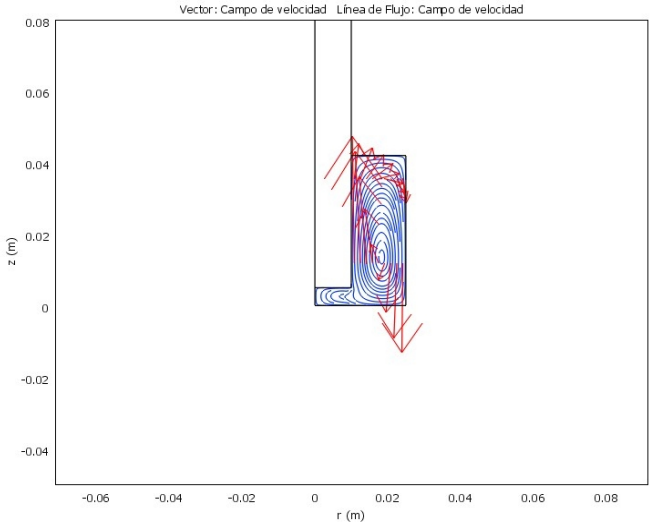


Figura IV. 38: Campo de velocidad para t15K0.4w80ks150kl25

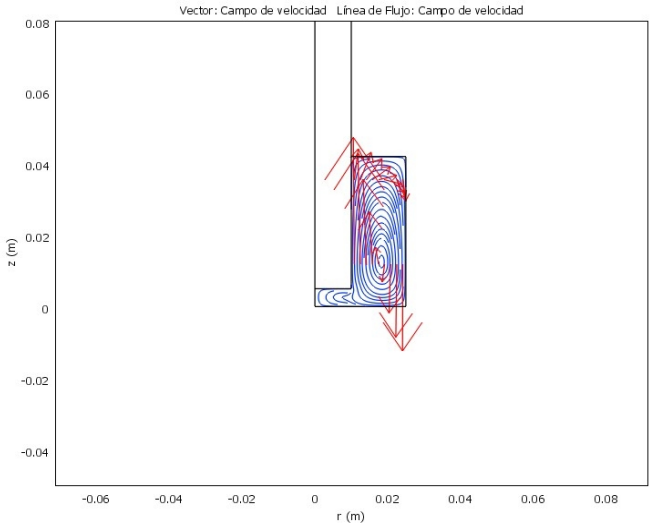


Figura IV. 39: Campo de velocidad para t15K0.4w160ks150kl25

IV.7.3 Conductividad térmica del sólido, k_S (10, 30 y 150 W/(m·K))

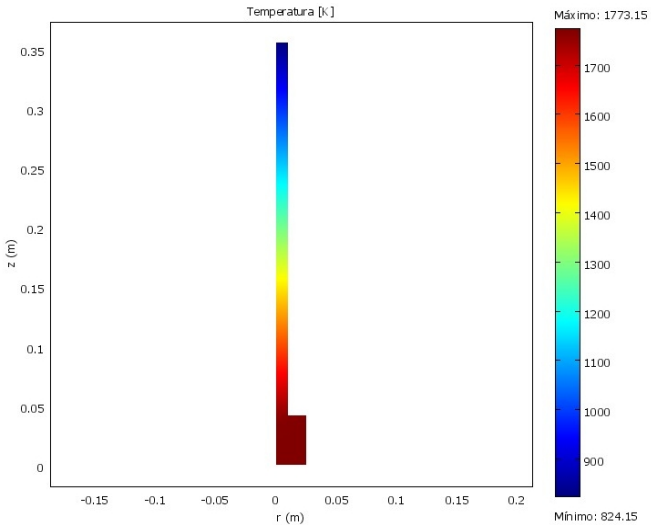


Figura IV. 40: Temperatura del conjunto para t15K0.4w80ks10kl25

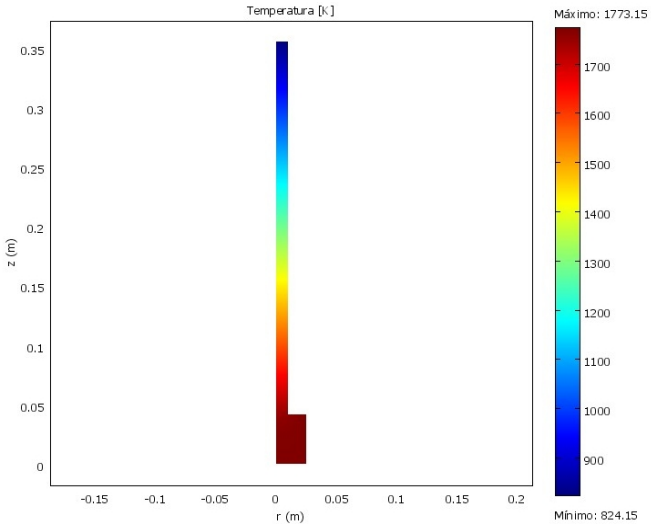


Figura IV. 41: Temperatura del conjunto para t15K0.4w80ks30kl25

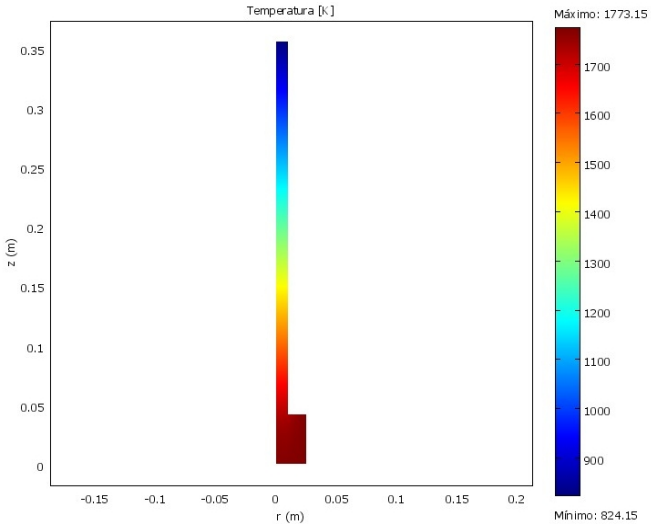


Figura IV. 42: Temperatura del conjunto para t15K0.4w80ks150kl25

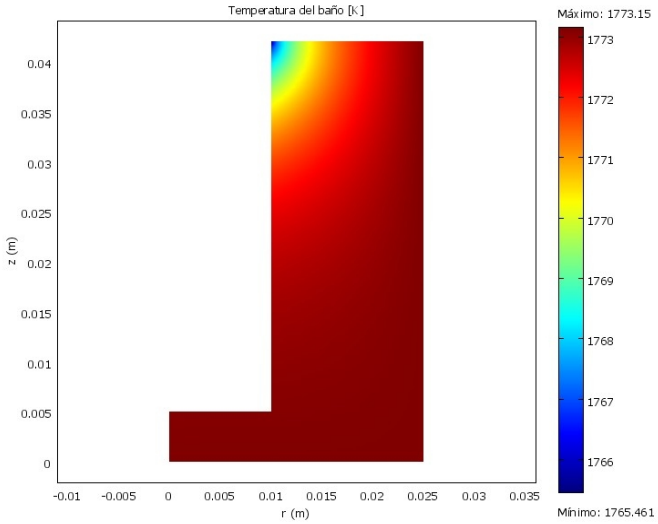


Figura IV. 43: Temperatura del baño para t15K0.4w80ks10kl25

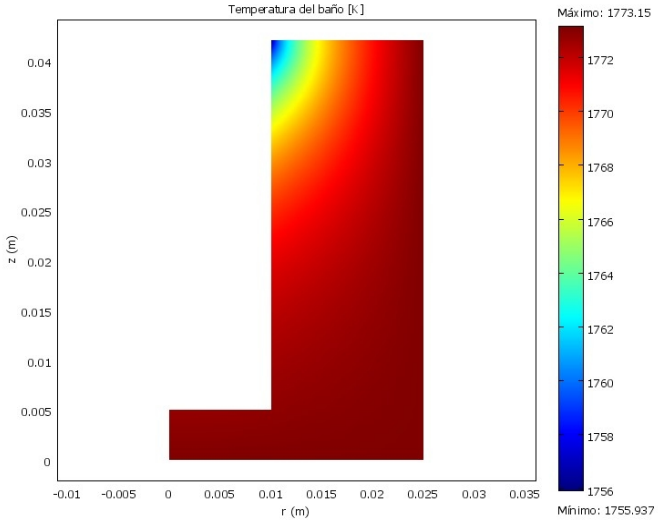


Figura IV. 44: Temperatura del baño para t15K0.4w80ks30kl25

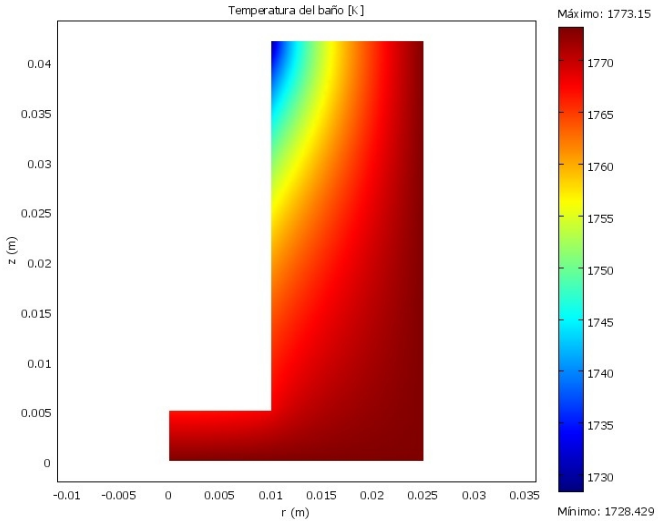


Figura IV. 45: Temperatura del baño para t15K0.4w80ks150kl25

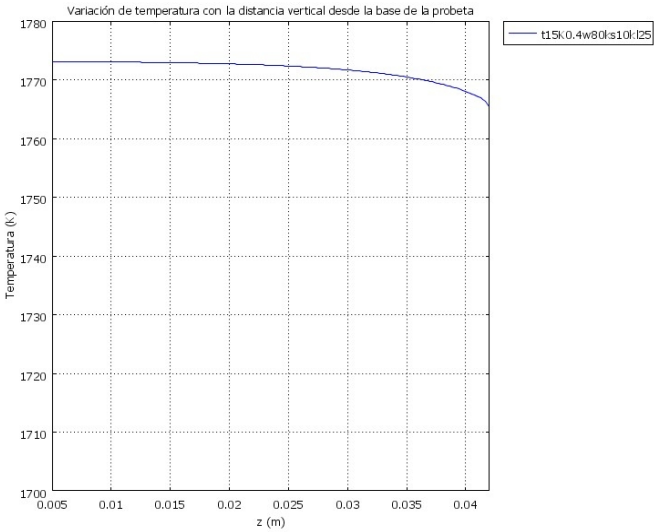


Figura IV. 46: Perfil vertical de temperatura para t15K0.4w80ks10kl25

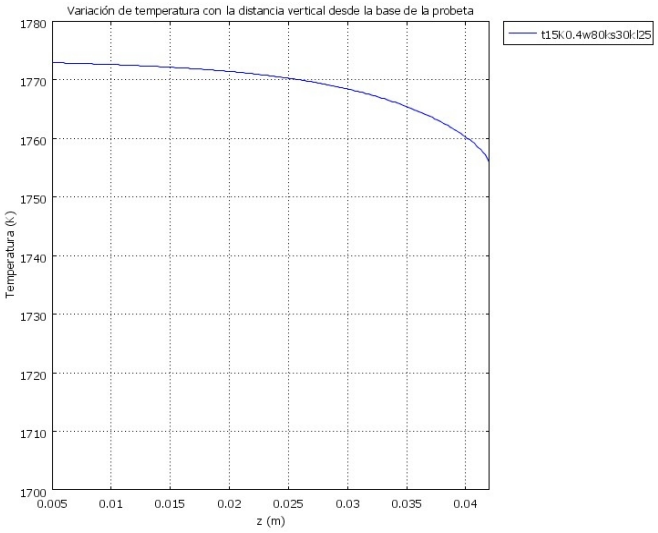


Figura IV. 47: Perfil vertical de temperatura para t15K0.4w80ks30kl25

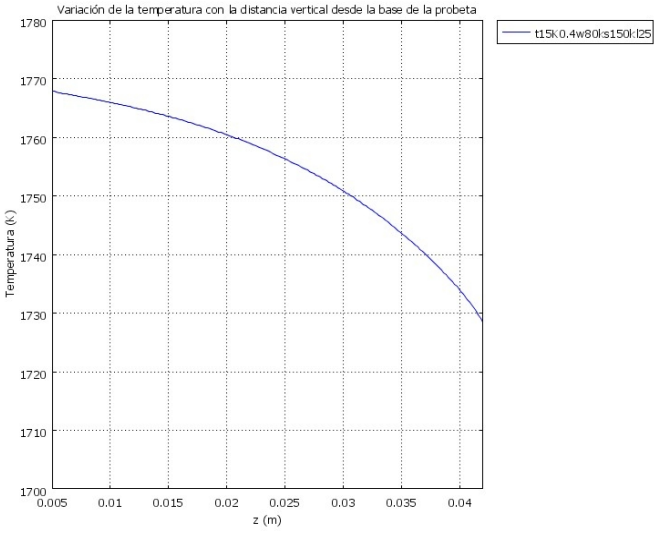


Figura IV. 48: Perfil vertical de temperatura para t15K0.4w80ks150kl25

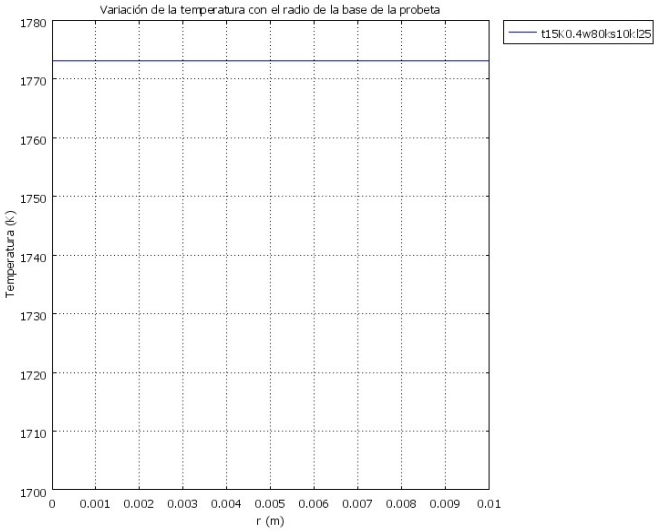


Figura IV. 49: Perfil radial de temperatura para t15K0.4w80ks10kl25

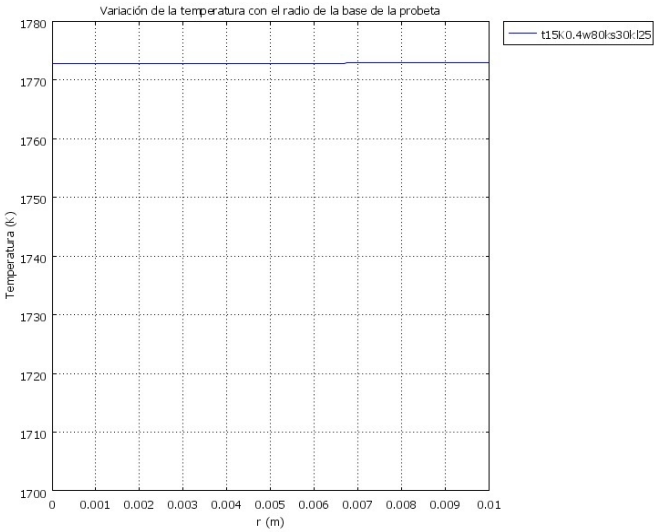


Figura IV. 50: Perfil radial de temperatura para t15K0.4w80ks30kl25

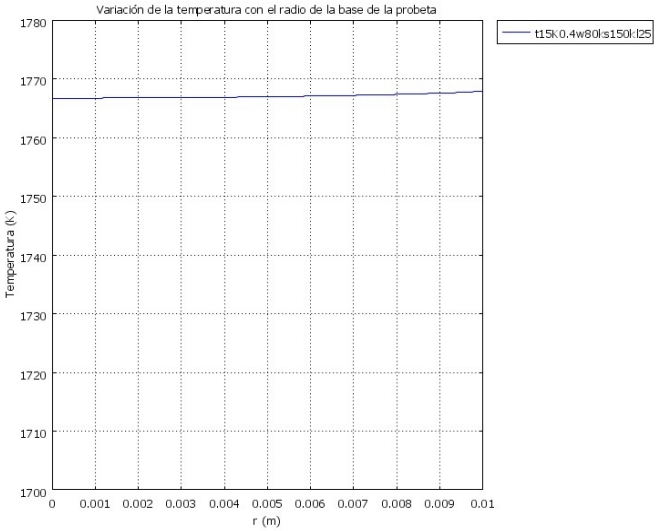


Figura IV. 51: Perfil radial de temperatura para t15K0.4w80ks150kl25

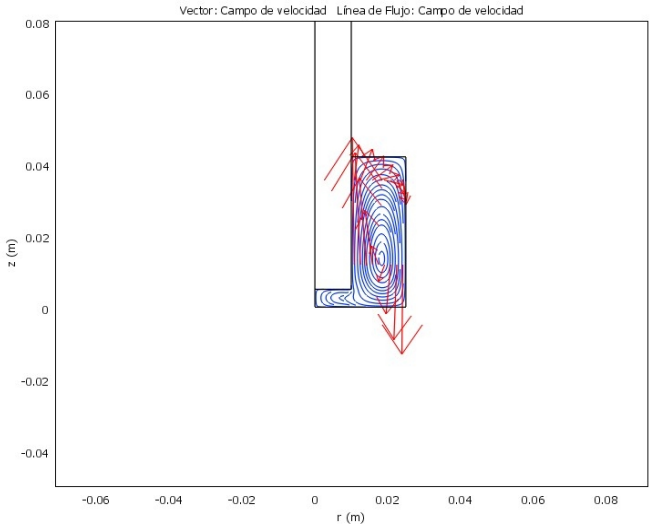


Figura IV. 52: Campo de velocidad para t15K0.4w80ks10kl25

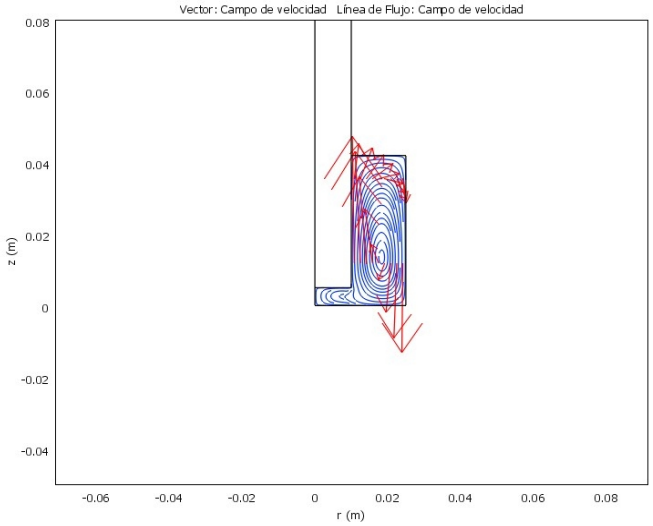


Figura IV. 53: Campo de velocidad para t15K0.4w80ks30kl25

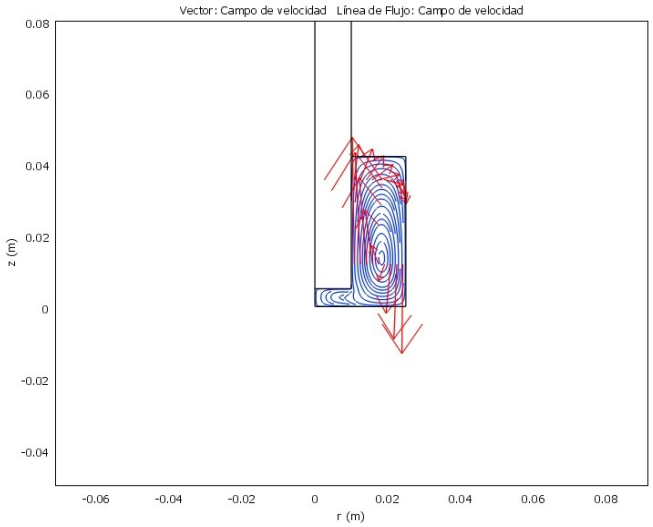


Figura IV. 54: Campo de velocidad para t15K0.4w80ks150kl25

IV.7.4 Conductividad térmica del fluido, k_L (5, 25 y 50W/(m·K))

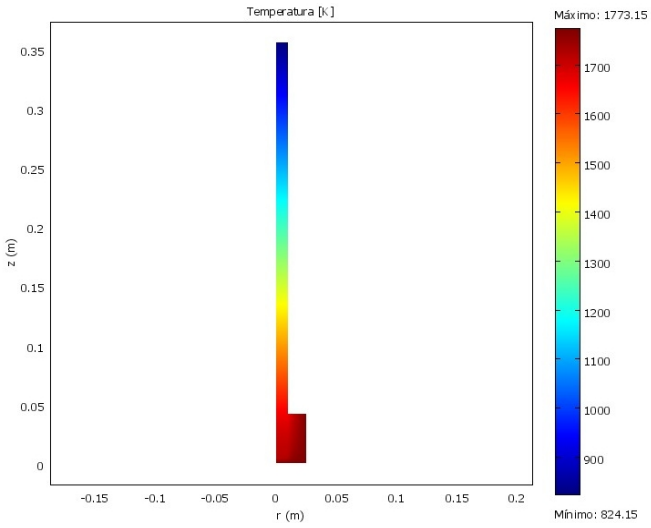


Figura IV. 55: Temperatura del conjunto para t15K0.4w80ks150kl5

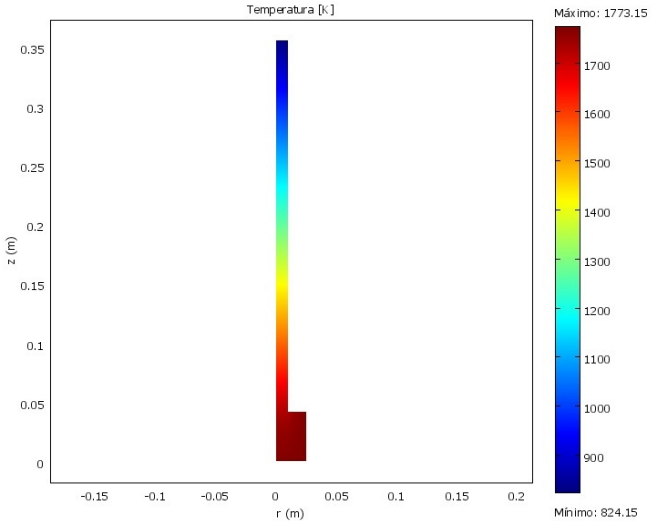


Figura IV. 56: Temperatura del conjunto para t15K0.4w80ks150kl25

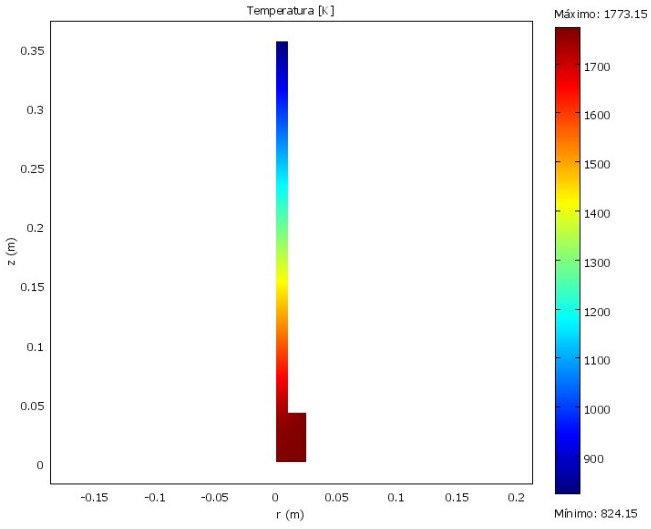


Figura IV. 57: Temperatura del conjunto para t15K0.4w80ks150kl50

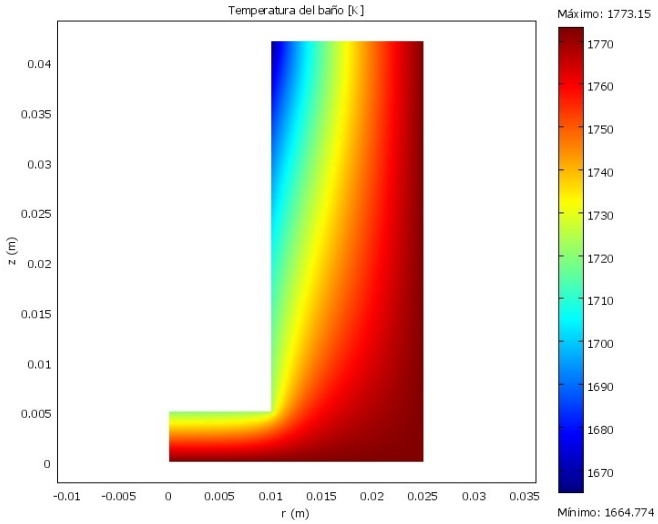


Figura IV. 58: Temperatura del baño para t15K0.4w80ks150kl5

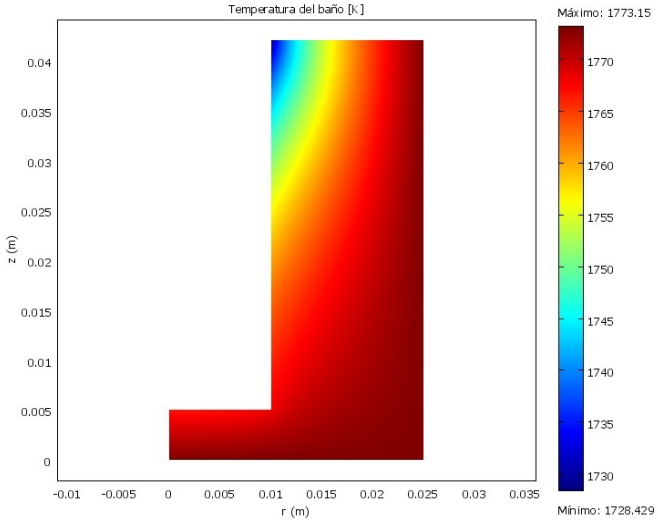


Figura IV. 59: Temperatura del baño para t15K0.4w80ks150kl25

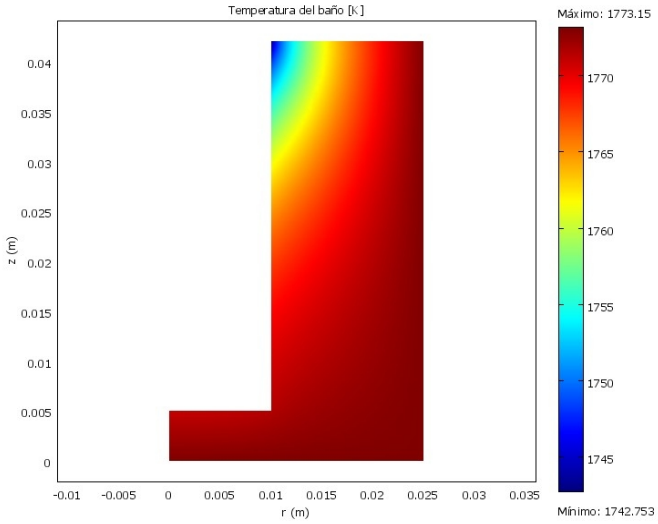


Figura IV. 60: Temperatura del baño para t15K0.4w80ks150kl50

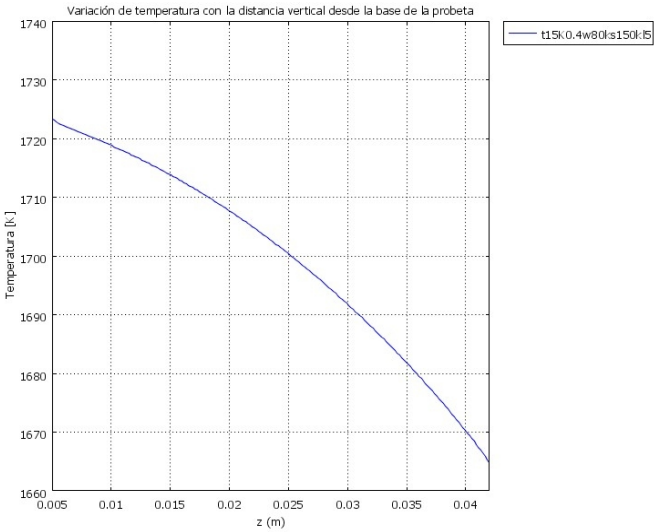


Figura IV. 61: Perfil vertical de temperatura para t15K0.4w80ks150kl5

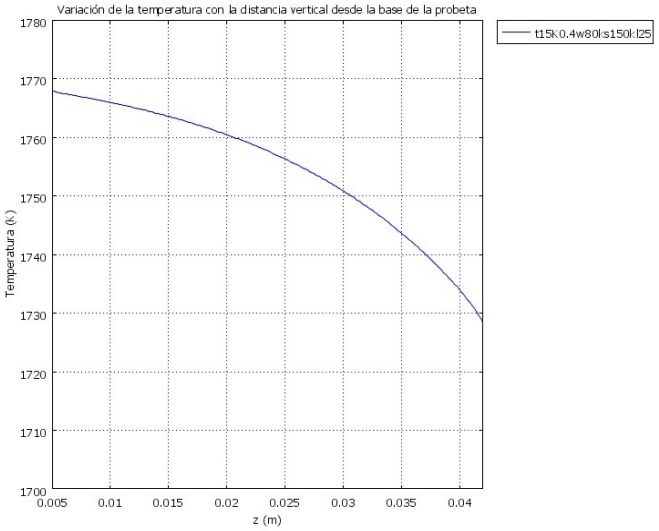


Figura IV. 62: Perfil vertical de temperatura para t15K0.4w80ks150kl25

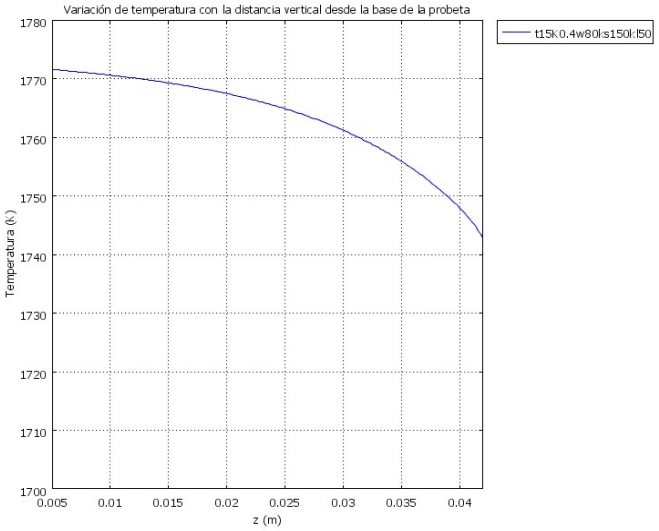


Figura IV. 63: Perfil vertical de temperatura para t15K0.4w80ks150kl50

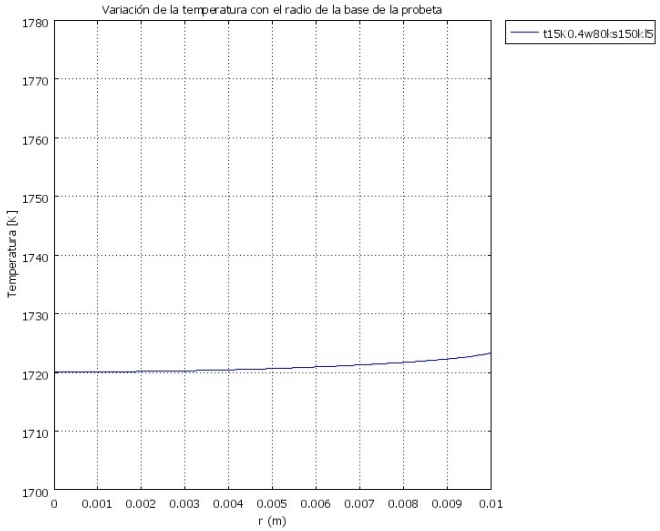


Figura IV. 64: Perfil radial de temperatura para t15K0.4w80ks150kl5

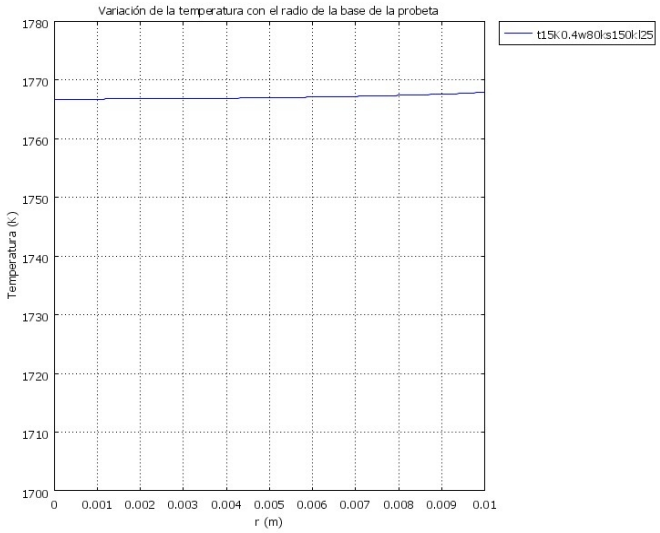


Figura IV. 65: Perfil radial de temperatura para t15K0.4w80ks150kl25

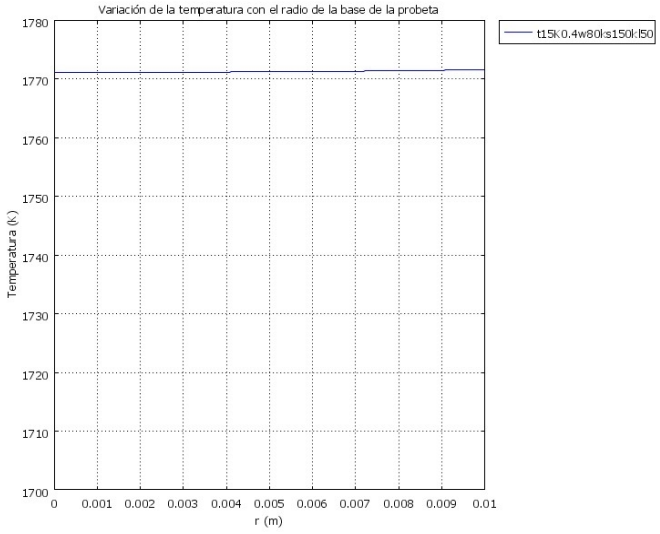


Figura IV. 66: Perfil radial de temperatura para t15K0.4w80ks150kl50

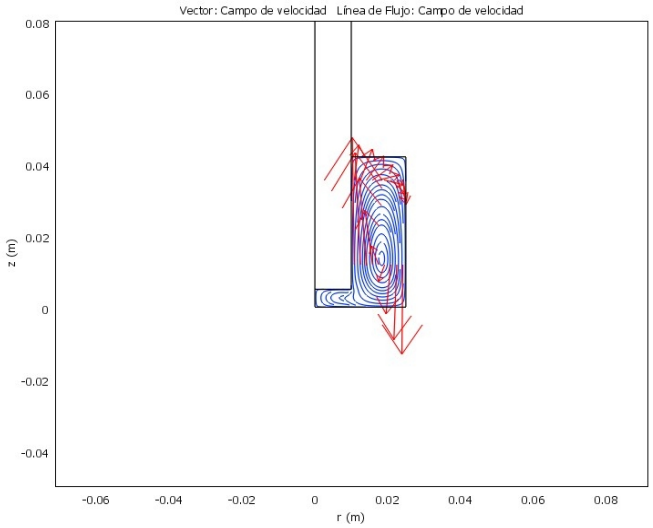


Figura IV. 67: Campo de velocidad para t15K0.4w80ks150kl5

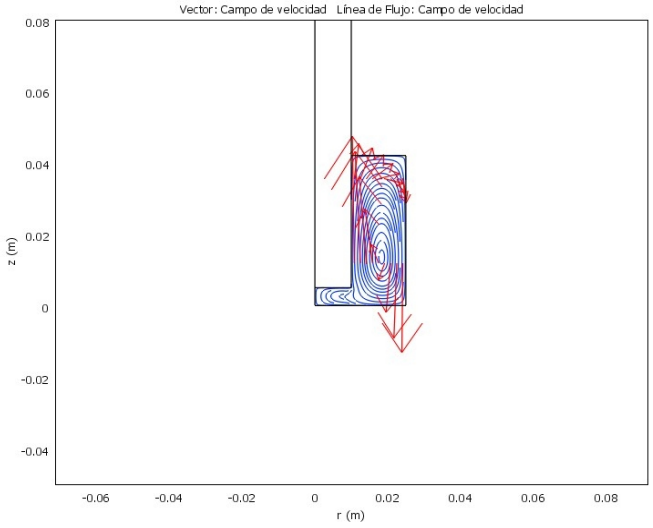


Figura IV. 68: Campo de velocidad para t15K0.4w80ks150kl25

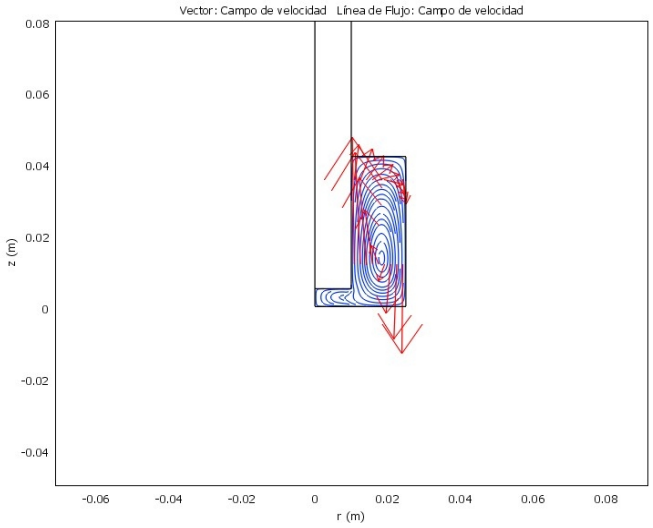


Figura IV. 69: Campo de velocidad para t15K0.4w80ks150kl50

V. DETERMINACIÓN DEL DESGASTE EN LOS ENSAYOS DINÁMICOS DE INMERSIÓN

V.1 INTRODUCCIÓN

La etapa de post-procesado y análisis de resultados, incluye la aplicación del Modelo de Desgaste Nodal a los resultados de temperaturas nodales de la intercara sólido-líquido del modelo simulado.

Por un lado, se encuentran los ensayos simulados correspondientes a los tres ensayos reales que fueron realizados experimentalmente en laboratorio

Por otra parte, existe un conjunto de ensayos simulados que corresponde a la comprobación de la influencia de una serie de factores sobre los resultados de desgaste para estudiar el efecto de esas condiciones sobre el deterioro del material.

A partir de los resultados reales de desgaste de las probetas ensayadas en laboratorio, no es posible sacar conclusiones en cuanto a la variación del desgaste con el tiempo, puesto que no se observa una tendencia clara en los resultados, quizás debido a que pudieron producirse perturbaciones en la ejecución de los ensayos y no existen repeticiones en las mismas condiciones para poder asegurar la reproducibilidad de los resultados. Por tanto, se ha optado por comparar el orden de magnitud del desgaste teniendo en cuenta para la comparación un desgaste promedio obtenido de los tres ensayos reales, promediando medidas de desgaste a lo largo de la longitud sumergida de la probeta, así como en diferentes puntos del contorno circular de la misma.

A la hora de presentar los resultados de desgaste, se ha representado el perfil de la probeta para cada test simulado, así como el perfil de desgaste promedio de las probetas reales para poder comparar los resultados.

Como se trata de un gran número de pruebas simuladas, se ha optado por agrupar los resultados en gráficas independientes para cada factor analizado, con el fin de exponer de forma más clara los resultados.

V.2 TRANSFERENCIA DE MATERIA Y DESGASTE. MODELO DE DESGASTE NODAL (MDN)

A la hora de estudiar los problemas de desgaste de materiales, se plantea el inconveniente de no disponer de suficiente información acerca de los fenómenos internos que ocurren en los procesos. Generalmente, no se conocen con exactitud las características de los fenómenos físico-químicos involucrados en los mecanismos de desgaste.

Las simulaciones permiten reproducir las condiciones reales de servicio en un modelo simulado, solucionando el problema global de fenómenos de transporte de forma aproximada por medio de la resolución de problemas nodales más sencillos con del Método de Elementos Finitos. De ese modo, es posible obtener resultados de

temperaturas nodales a partir del análisis térmico llevado a cabo en las simulaciones una vez definidas una serie de condiciones de contorno en el modelo.

El Modelo de Desgaste Nodal es una herramienta que ha sido desarrollada para resolver de forma cuantitativa los problemas industriales de corrosión. Este modelo consiste en determinar los valores de determinadas propiedades del material involucradas en el proceso (considerando que únicamente dependen de la temperatura), a partir de las temperaturas nodales en ciertos puntos del sistema. Con los valores de las propiedades, es posible determinar el desgaste a partir de una expresión de la velocidad de corrosión que depende, en último término, de la temperatura nodal y de la diferencia de temperatura entre nodos adyacentes.

$$v(corrosión)_i = f(T_i; \Delta T_i) \qquad [V.1]$$

Con este desarrollo matemático, se asume que las temperaturas pueden variar entre puntos relativamente próximos en el sistema, de manera que es posible definir la ecuación de corrosión correspondiente a cada nodo. A partir de cada ecuación, se calcula el desgaste multiplicando por un intervalo de tiempo para el que se supone que esas temperaturas nodales no se modifican:

$$(Desgaste)_i = v(corrosión)_i \, \Delta t \qquad [V.2]$$

Finalmente, es posible calcular la posición de las nuevas coordenadas de los nodos analizados y determinar el perfil de corrosión para su comparación con los resultados experimentales y reales.

Para procesos que tienen lugar en amplios periodos de tiempo, se realizan sucesivas iteraciones o repeticiones del proceso para una serie de intervalos de tiempo cortos y se modifica la geometría de la interfase después de cada iteración, repitiendo la simulación con las nuevas coordenadas, obteniendo unas nuevas temperaturas nodales.

Cada ciclo tiene lugar después de un intervalo de tiempo, Δt, por lo que el proceso de cálculo para el nodo i en la iteración n sería:

- Temperatura en el nodo *i* por FEM: $T_{i,n-1}$
- Velocidad de corrosión en el nodo *i* : $v(corrosión)_i = f(T_{i,n-1}; \Delta T_{i,n-1})$
- Desgaste en el intervalo Δt de la iteración *n* en el nodo *i* : $(Desgaste)_i = v(corrosión)_i \, \Delta t$
- Definición de la nueva geometría y determinación del nuevo campo nodal de temperaturas, $T_{i,n}$ a lo largo de geometría del material que contacta con el fundido en general y de la intercara sólido/fundido en particular.

V.3 APLICACIÓN DEL MODELO DE DESGASTE NODAL

V.3.1 Modelo de Desgaste Nodal

Aunque el problema térmico sea tridimensional, es posible considerar una sección bidimensional para representar los perfiles de corrosión, por lo que sólo son necesarias las ecuaciones de corrosión unidireccionales.

Los fenómenos principales que dan lugar a la corrosión en las instalaciones de alta temperatura son:

- El **mecanismo convectivo** generado por el movimiento del fluido en corrientes convectivas.
- El **mecanismo difusional** ocasionado por el gradiente de concentración de carbono entre el arrabio y el material refractario.
- El **mecanismo de desgaste tribológico** debido a la existencia de partículas sólidas en el arrabio.

En el caso que nos ocupa se considera despreciable el desgaste tribológico, porque todas las partículas estarán disueltas en el arrabio.

V.3.1.1 Ecuación convectiva (ataque químico)

Si la porosidad del material refractario es nula y el mojado del cerámico con el fundido es aceptable, el mecanismo controlante del proceso de corrosión será el ataque y disolución de la matriz del refractario en el fundido.

Normalmente, si la temperatura es superior a 1000ºC, la etapa controlante del proceso es la difusión de los productos de reacción a través de la capa límite del fundido en contacto con el material. El flujo de la especie atacada por transporte difusional será:

$$J_i = k_i \, \Delta C_i \qquad [V.3]$$

donde

J_i es el flujo por transporte difusional de la especie atacada.

k_i es el coeficiente de transporte de materia.

ΔC_i es el gradiente de concentración de la especie que difunde (en este caso Carbono).

A partir de la ecuación [V.3] se puede obtener la velocidad de corrosión como:

$$\left(v_{\text{corrosión}}\right)_i = k_i \cdot \Delta C_i \cdot \left(\frac{\rho_i}{\rho_g}\right) \cdot \left(\frac{100}{\%\,\text{c.m.}}\right) \qquad [V.4]$$

donde

ΔC_i es el gradiente de concentración de la especie que difunde, en tanto por uno.

ρ_i es la densidad nodal del fundido en contacto con el cerámico.

ρ_g es la densidad global o másica del cerámico.

% c.m. es un factor estructural de corrección para refractarios bifásicos, que indica el tanto por ciento del constituyente matriz presente en el refractario, obtenido en el análisis microestructural del cerámico.

Para el cálculo del coeficiente de transporte de materia nodal k_i desde una superficie (refractario) a un fluido (medio corrosivo) que se encuentra en contacto con ella se puede estimar a partir de la correlación:

$$k_i = 0.332\,Re^{1/2}\,Sc^{1/3}\left(\frac{D_i}{L}\right) \qquad [V.5]$$

donde

Re es el número de Reynolds. $Re = \dfrac{L\,\bar{v}_i\,\rho_i}{\eta_i}$

Sc es el número de Schmidt. $Sc = \dfrac{\eta_i}{\rho_i D_i}$

D_i es el coeficiente de difusión de la especie atacada.

L es la dimensión lineal característica.

η_i es la viscosidad.

De este modo, sustituyendo el coeficiente k_i en la ecuación de corrosión [V.4], se obtiene:

$$(v_{corrosión})_i = \left(0.332 Re^{1/2} Sc^{1/3}\left(\frac{D_i}{L}\right)\right)\cdot \Delta C_i \cdot \left(\frac{\rho_i}{\rho_g}\right)\cdot\left(\frac{100}{\%\ \ c.m.}\right) \qquad [V.6]$$

El mecanismo químico en el NWM permite calcular la velocidad del fluido corrosivo $\bar{v}_i$. Los pasos son los siguientes:

A partir de la ecuación de flotación de partículas de densidad ρ_i y de tamaño D_p (ecuación de Stokes), se tiene:

$$\bar{v}_i = g\frac{D_p^2}{18\eta_i}\left(\rho_m - \rho_p\right) \qquad [V.7]$$

El espesor de la capa límite de velocidades δ_v en un fluido que circula por una superficie plana es:

$$\delta_v = 5.0\left(\frac{\eta_i \, L}{\bar{v}_i \, \rho_i}\right)^{1/2} \qquad [V.9]$$

Se considera que:

La dimensión lineal característica del sistema (**L**) es igual al espesor de la capa límite de velocidades (δ_v) → **($L=\delta_v$).**

$$\bar{v}_i = g\frac{\delta_v^2}{18\eta_i}\left(\rho_m - \rho_p\right) \qquad [V.10]$$

El diámetro de las partículas de la ecuación de Stokes es igual a δ_v → **($D_P = \delta_v$).**

$$\delta_v = 5.0\left(\frac{\eta_i \, \delta_v}{\bar{v}_i \, \rho_i}\right)^{1/2} \quad \Rightarrow \quad \delta_v = 25\left(\frac{\eta_i}{\bar{v}_i \, \rho_i}\right) \qquad [V.11]$$

Cuanto mayor sea el espesor de la capa límite de velocidades, menor será la componente paralela a la superficie de la velocidad del arrabio.

La diferencia $\left(\rho_m - \rho_p\right)$ se identifica con $\Delta\rho_i$ (gradiente de densidades entre un nodo i y su adyacente.→ $\left(\boldsymbol{\rho_m - \rho_p}\right)=\boldsymbol{\Delta\rho_i}$

$$\bar{v}_i = g\frac{\delta_v^2}{18\eta_i}\left(\Delta\rho_i\right) \qquad [V.12]$$

Se obtiene la velocidad del fluido en el nodo i, que depende sólo de las propiedades del arrabio y de la fuerza impulsora de la velocidad:

$$\bar{v}_i = 6.98\left(\frac{\eta_i}{\rho_i^{\,2}}\right)^{1/3}\left(\Delta\rho_i\right)^{1/3} \qquad [V.13]$$

Se sustituye esta ecuación de la velocidad en el número de Reynolds de la correlación del coeficiente de corrosión y se introduce esa expresión de k en la ecuación general de corrosión.

Se simplifican los términos y se obtiene la ecuación definitiva para el cálculo de la velocidad de corrosión en un nodo i de la intercara sólido-fluido:

$$\left(\mathbf{v_{corrosión}}\right)_i = \left(\mathbf{0.88}\cdot\boldsymbol{\delta}_v^{-1/2}\cdot\left(\frac{\boldsymbol{\Delta\rho_i}}{\boldsymbol{\rho_i}}\right)^{1/6}\cdot\mathbf{D}_i^{2/3}\right)\cdot\boldsymbol{\Delta C_i}\cdot\left(\frac{\boldsymbol{\rho_i}}{\boldsymbol{\rho_g}}\right)\cdot\left(\frac{\mathbf{100}}{\mathbf{\%\ \ c.m.}}\right) \qquad [V.14]$$

donde

ΔC_i es el gradiente de concentración de la especie que difunde (diferencia entre el porcentaje de carbono en el arrabio y el valor de equilibrio con el refractario a la temperatura dada) en tanto por uno.

V.3.1.2 Ecuación difusional (ataque químico)

La ecuación difusional se aplica cuando la diferencia de temperatura entre dos nodos contiguos de la intercara es inferior a 1ºC. En ese caso, la ecuación de la velocidad de desplazamiento relativo fundido-refractario va a ser diferente. La velocidad de movimiento del fundido será directamente proporcional al valor del coeficiente de difusión de la especie que difunde:

$$D_i = \bar{v}_i \, \bar{d} \qquad [V.15]$$

donde

$\bar{d}$ es el desplazamiento de los átomos en el fundido en un segundo.

Por otra parte, se define:

$$D_i = \left(\frac{1}{3}\right) \bar{d}^2 f \qquad [V.16]$$

donde

f es la frecuencia de salto de los átomos en el fundido.

En un segundo, la distancia que pueden recorrer es:

$$\bar{d} = (3D_i)^{1/2} . \qquad [V.17]$$

La velocidad de desplazamiento relativo fundido-refractario será entonces:

$$\bar{v}_i = \frac{\bar{d}}{3} \quad \Rightarrow \quad \bar{v}_i = \frac{(3D_i)^{1/2}}{3} \qquad [V.18]$$

A partir de la ecuación general de la velocidad de corrosión [V.6], se obtiene la ecuación de la velocidad de corrosión para el caso de control difusional:

$$\left(\mathbf{v_{corrosión}}\right)_i = \left(\mathbf{0.252} \cdot \boldsymbol{\delta}_v^{-1/2} \cdot (\boldsymbol{\rho}_i)^{1/6} \cdot (\boldsymbol{\mu}_i)^{-1/6} \cdot \mathbf{D}_i^{11/2}\right) \cdot \mathbf{\Delta C}_i \cdot \left(\frac{\boldsymbol{\rho}_i}{\boldsymbol{\rho}_g}\right) \cdot \left(\frac{\mathbf{100}}{\mathbf{\%\ \ c.m.}}\right) \qquad [V.19]$$

donde

ΔC_i es el gradiente de concentración de la especie que difunde en tanto por uno.

V.3.1.3 Otras ecuaciones.

Máxima solubilidad del carbono en hierro fundido:

$$(\%C)_{max} = 0.5656 + 0.00258 \cdot T(K) \qquad [V.20]$$

Gradiente de concentración del carbono:

$$\Delta C_i(\%) = (\%C)_{max} - (\%C)_0 \qquad [V.21]$$

Donde,

$(\%C)_0$ es la concentración de carbono en el fundido inicialmente (4.5%C). Se ha tomado este valor como media de la concentración de carbono en el arrabio de los altos hornos industriales.

Por tratarse de un ensayo dinámico, se supone que no se llega a alcanzar la saturación del arrabio con el carbono, ya que el fundido está renovándose continuamente. Si se llegase a producir la saturación con carbono, la velocidad de corrosión sería cero por cualquiera de los mecanismos y por tanto, los perfiles de corrosión se estabilizarían.

Viscosidad del arrabio:

$$\eta_i = (24.0 - 1.02 \cdot 10^{-2} \cdot T(K)) \cdot 10^{-3} \qquad \eta_i(=) Pa \cdot s \qquad [V.22]$$

Densidad del arrabio:

$$\rho_i = 8503 - 0.930 \cdot T(K) \qquad \rho_i(=) kg \cdot m^{-3} \qquad [V.23]$$

Coeficiente de difusión del carbono en el arrabio:

$$D_i = 4.04 \cdot 10^{-7} \cdot \exp\left[\frac{-4433}{T(^oC)}\right] \qquad D_i(=) m^2 \cdot s^{-1} \qquad [V.24]$$

Porcentaje de saturación de carbono en el arrabio:

$$\%C^{=} = 2.19 \cdot 10^{-3} \cdot T(^oC) + 1.734 \qquad [V.25]$$

(Barbés et al. 2008)

Como medio fundido de referencia, se utiliza el binario hierro – carbono con el 4.5% C, pero la composición real de un arrabio industrial (pig iron) es la correspondiente a un sistema multicomponente que, además de carbono, contiene silicio, manganeso, fósforo y azufre. (Barbés, M. Á. 2011). No obstante, en la aplicación general del Modelo de Desgaste Nodal, no se considera la influencia que pueden tener el manganeso o el silicio sobre la máxima solubilidad del carbono en el arrabio.

V.3.2 Modelo de Desgaste Nodal aplicado a ensayos dinámicos

El modelo de desgaste nodal usado tradicionalmente, se basa en el cálculo del desgaste de un material haciendo uso de las ecuaciones de transferencia de materia a partir de datos procedentes del estudio de la transferencia de calor del sistema. El estudio de las simulaciones se realiza en estado estacionario y la ecuación de corrosión

permite calcular el desgaste que tendría lugar al cabo de cierto tiempo. Como los intervalos de tiempo de ensayo son pequeños en comparación con la vida útil de las instalaciones, se ha aplicado el Modelo de Desgaste Nodal en un único paso, en lugar de modificar la geometría en sucesivas iteraciones. Por tanto, la variación de la geometría de la interfase debida al desgaste se considera en un único paso.

Hasta el momento, para los cálculos de otros sistemas estudiados previamente, ha sido aplicado con éxito para la predicción del desgaste en diferentes instalaciones de alta temperatura (Barbés, M. F. 2004) y en procesos estáticos en los que se había empleado la siguiente correlación para el cálculo del coeficiente de transferencia de materia (Parra et al. 2005).

$$k_i = 0.332\, Re^{1/2} Sc^{1/3} \frac{D_i}{L} \qquad [V.26]$$

$$S = 0.332\, Re^{1/2} Sc^{1/3} \qquad [V.27]$$

La ecuación para el cálculo de la velocidad de desgaste será (Parra et al. 2009):

Mechanism	Equation
Chemical dissolution	$v(corrosion)_i = 0.332 Re^{1/2} Sc^{1/3} \left(\frac{D_i}{L}\right) \left(\frac{\rho_i}{\rho_g}\right) \left(\frac{100}{\%cm}\right); \left[\frac{L}{t}\right]$

Tabla V. 1: Ecuación de corrosión por disolución química utilizada en el Modelo de Desgaste Nodal (Parra et al. 2009).

Pero la correlación empleada en los estudios anteriores, es una ecuación general para la transferencia de materia para fujo laminar paralelo a lo largo de una placa de longitud L (*flat plate in parallel laminar flow*).

Para la aplicación del Modelo de Desgaste Nodal al estudio particular desarrollado en esta tesis, se podría emplear la misma correlación siempre que se considere que el flujo es laminar y paralelo a una placa plana, o se puede modificar la correlación del coeficiente de transferencia de materia que se había empleado tradicionalmente para tener en cuenta que se trata de un flujo entre dos cilindros, provocado por el giro del cilindro interior.

Pero encontrar correlaciones para simular el comportamiento de un sistema con flujo turbulento, resulta prácticamente imposible, salvo que se determinen experimentalmente para cada caso particular. En este caso, se ha buscado en la bibliografía una correlación típica de un sistema similar, el electrodo de cilindro rotatorio (Peña, Pedraza y Vásquez 2010). Esta correlación se corresponde con la ecuación de Eisenberg para el cálculo del coeficiente de transporte de materia.

La ecuación de Eisenberg para el cálculo del coeficiente de transferencia de masa es:

$$S = \frac{K_m \cdot d_c}{D} = 0.0791\, Re^{0.7} Sc^{0.356} \qquad [V.28]$$

Por tanto, para estimar el coeficiente de transferencia de materia, sería necesario disponer de más datos experimentales, para establecer una correlación para el caso particular del estudio.

Célula y tipo de flujo	Condiciones	Ecuación de correlación	Definiciones
Disco rotatorio:			
(a) Flujo laminar	$10^2 < Re < 10^4 - 10^5$	$Sh = 0.62\, Re^{0.5} Sc^{0.33}$	$Re = r^2 \omega/\nu$
(b) Flujo turbulento	$Re > 10^6$	$Sh = 0.011\, Re^{087} Sc^{0.33}$	$Re = r^2 \omega/\nu$
Cilindro rotatorio:			
Flujo turbulento alrededor del cilindro interior	$100 < Re < 1.6 \times 10^5$	$Sh = 0.079\, Re^{07} Sc^{0.36}$	$Re = 2\, r_i U/\nu$
Flujo anular:			$l = 2r_i$
(a) Flujo laminar totalmente desarrollado	$Re < 2000$, electrodo interno	$Sh = 1.61\, \phi\, Re^{033} Sc^{0.33} (d_e/L)^{0.33}$	$\phi = \frac{r-1}{r} \frac{0.5 + \left[\frac{r^2}{(1-r^2)}\right] \ln r}{1 + \left[\frac{1+r^2}{1-r^2}\right] \ln r}$
			$r = r_i/r_O \quad l = 2(r_O - r_i)$
(b) Flujo turbulento totalmente desarrollado	$Re > 2000$, electrodo interno	$Sh = 0.023\, Re^{0.8} Sc^{0.33}$	$l = 2(r_O - r_i)$
Placas paralelas, flujo en canal horizontal:			
(a) Flujo laminar totalmente desarrollado	$Re < 2000$, $B > S$, $L/d_e < 35$	$Sh = 1.85\, Re^{033} Sc^{0.33} (d_e/L)^{0.33}$	$l = d_e = 2BS/(B+S)$
(b) Flujo turbulento	$Re > 2300$, $L/d_e > 10$	$Sh = 0.023\, Re^{0.8} Sc^{0.33}$	$l = d_e$
Placas paralelas:			θ = recubrimiento superficial
(a) Convección natural, flujo laminar	$Gr.Sc < 10^{12}$	$Sh = 0.45\, Gr^{0.25} Sc^{0.25}$	v_β = volumen de gas por unidad de área electródica y tiempo
(b) Convección natural	$4 \times 10^{13} < Gr.Sc < 10^{15}$	$Sh = 0.31\, Gr^{0.28} Sc^{0.28}$	
(c) Electrodo desprendiendo gas	a= 1.38 para burbujas esféricas a= 1.74 para burbujas hemiesféricas	$Sh = a(1-\theta)^{0.5} Re^{0.5} Sc^{0.5}$	$Re = L v_g/\nu$
Electrodos de lecho tridimensionales:			
(a) Compacto		$Sh = 1.52\, Re^{0.55} Sc^{0.33}$	l = diámetro de partícula medio
(b) Fluidizado		$Sh = ((1-\varepsilon)^{0.5}/\varepsilon)\, Re^{0.5} Sc^{0.33}$	l = diámetro de partícula medio ε = porosidad del lecho

Correlaciones de transporte de materia medio para geometrías electrodo/electrolito simples (los electrodos son hidrodinámicamente lisos).

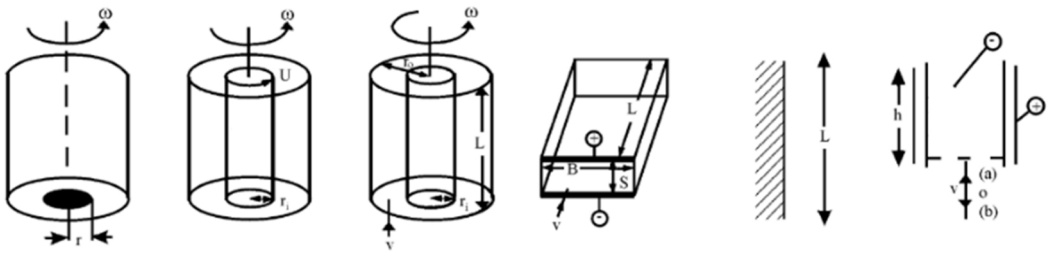


Tabla V. 2: Tabla de ecuaciones de correlación para diferentes condiciones y geometrías. (Walsh 2000).

Al no poseer dichos datos y después de analizar la bibliografía, se ha optado por emplear una correlación para el caso en el que predomine la convección forzada, en lugar de la convección libre ($Sh = a\, Re^b\, Sc^c$), y con un exponente del número de Reynolds elevado (b=0.5 a 0.8), puesto que depende del régimen hidrodinámico y

tiende a ser mayor para flujo turbulento que en flujo laminar. El número de Sc depende de las propiedades del baño y para su exponente se ha seleccionado un valor típico (c en torno a 1/3, 0.36). El valor de la constante a, depende de la geometría y para este caso se ha recurrido a un sistema similar presente en la bibliografía que es el electrodo de cilindro rotatorio (a=0.079, según Eisenberg en la tabla V.2).

Para simplificar el modelo se ha considerado que la superficie de la probeta es lisa.

En cuanto a la teoría de la capa límite, en otras ocasiones se ha considerado la existencia de una capa limite laminar en las proximidades del sólido, pero en este caso existen algunas particularidades.

La capa límite puede ser laminar (flujo ordenado) o turbulenta (flujo caótico).

Cuando el flujo es laminar se produce el desprendimiento de capa límite, es decir, el flujo no sigue la forma de la superficie, esto debería ocurrir con las formas redondeadas de las probetas, por ejemplo.

Por otro lado, cuanto mayor es la rugosidad del objeto sumergido, mayor es la turbulencia y se evita así la capa límite laminar y la amplia estela turbulenta provocada por el desprendimiento de la capa límite.

Por otro lado, es importante definir de forma adecuada la expresión del número de Reynolds.

Como no se dispone de suficientes resultados empíricos que permitan definir unas correlaciones específicas para el proceso estudiado o determinar el valor de la longitud característica del número de Reynolds, ha sido necesario realizar pruebas con relaciones presentes en la bibliografía, del mismo modo que con el coeficiente de transferencia de materia, y observar que combinación se ajusta mejor al orden de magnitud de los resultados reales disponibles.

Se han usado dos definiciones del número de Reynolds para el flujo con un cilindro interior giratorio:

Según Bird Stewart y Lightfoot (Bird, Stewart y Lightfoot 1993), en un sistema con dos cilindros coaxiales en el que el cilindro exterior permanece fijo y el interior gira, dando lugar a un flujo tangencial del fluido, el número de Reynolds se calcula de la siguiente manera:

$$Re = \frac{L \cdot U \cdot \rho}{\mu} \qquad donde \quad L = R \quad y \quad U = \Omega_i \cdot \kappa R$$

L es la longitud característica

U es la velocidad tangencial

ρ es la densidad

μ es la viscosidad

κR es el radio del cilindro interior

R es el radio del cilindro exterior

Ω_i es la velocidad angular interior

Según Walsh (Walsh 2000), para el caso del electrodo de cilindro rotatorio el número de Reynolds se calcula de la siguiente forma:

$$Re = \frac{L \cdot U \cdot \rho}{\mu} \qquad donde \quad L = 2 \cdot r_i \quad y \quad U = \pi \cdot d \cdot f$$

L es la longitud característica

U es la velocidad tangencial

ρ es la densidad

μ es la viscosidad

r_i es el radio del cilindro interior

d es el diámetro del cilindro interior

f es la frecuencia de rotación

En el caso de un sistema con dos cilindros coaxiales en el que el cilindro exterior permanece fijo y el interior gira, dando lugar a un flujo tangencial del fluido, el número de Reynolds se calcula de la siguiente manera:

Otro aspecto importante es la selección de la longitud característica para realizar los cálculos en el modelo de desgaste nodal. Para el contorno vertical correspondiente a la parte de la probeta sumergida, se podría elegir L= 0.010 m, es decir, el radio de la probeta; y para la parte del contorno horizontal, se ha elegido L=0.037 m, correspondiente a la longitud de la probeta sumergida. No obstante, si se considera la misma longitud característica que la utilizada en la definición del número de Reynolds, se tiene en el contorno vertical L=0.020 m para el número de Reynolds según Walsh y L=0.050 m para el número de Reynolds según la propuesta de Bird Stewart Lightfoot.

V.3.3 Selección de temperaturas nodales de intercara sólido-fluido del modelo simulado.

Para la aplicación del Modelo de Desgaste Nodal, es necesario conocer el perfil de temperaturas nodales en la zona en la que se va a estudiar el desgaste. Para ello, se han seleccionado un conjunto de nodos correspondientes a la intercara sólido-fluido del

sistema. Se trata de un total de 38 nodos en la superficie vertical de la parte sumergida de la probeta y 11 nodos en la superficie horizontal de la base de la probeta.

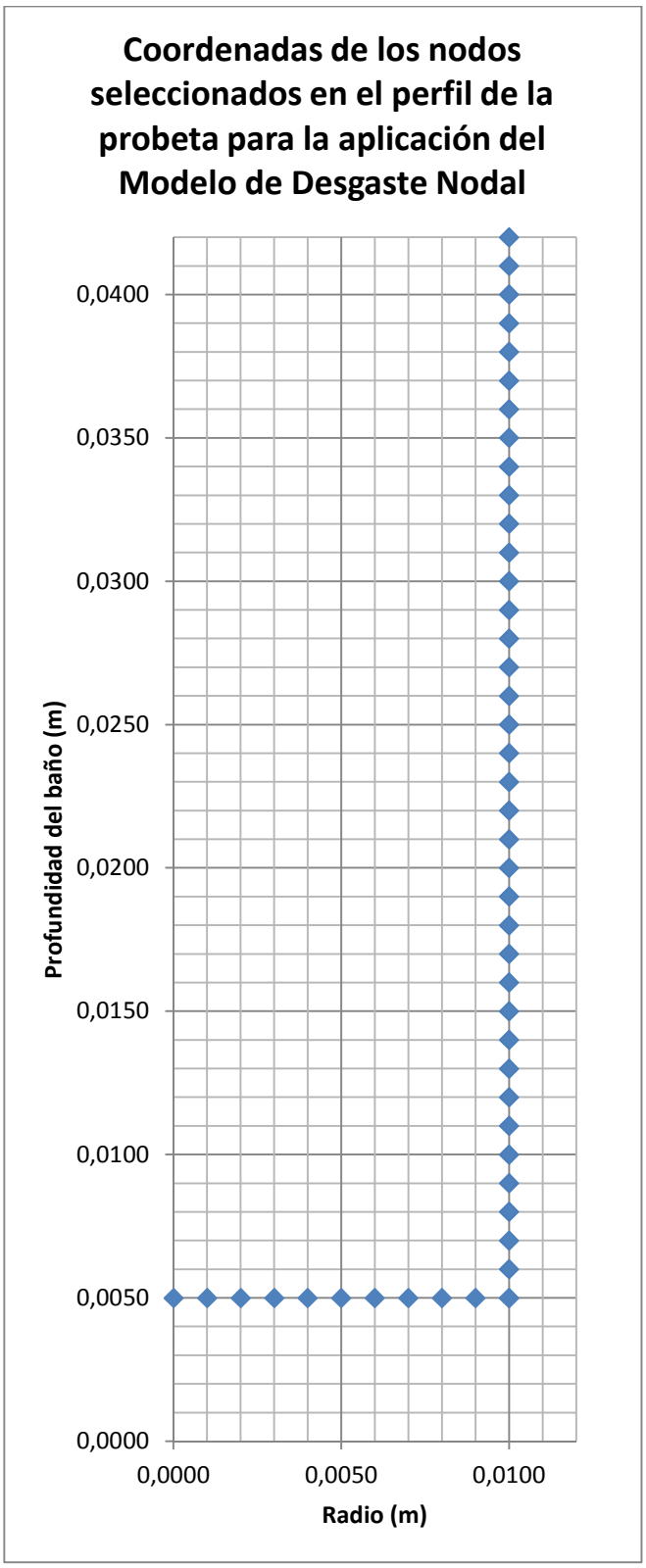


Figura V. 1: Selección de nodos en la intercara sólido-fluido del modelo simulado.

V.4 RESUMEN DE RESULTADOS DE LOS ENSAYOS SIMULADOS Y COMPARACIÓN CON LOS RESULTADOS DE LOS ENSAYOS REALES

A continuación, se presenta el resumen de resultados de los ensayos simulados. Para ello, se representan las respectivas gráficas los perfiles de desgaste para las probetas en las condiciones correspondientes a cada grupo de ensayos para observar la influencia de diferentes factores sobre el desgaste del material.

Las gráficas se han agrupado en cuatro bloques:

- Resultados obtenidos utilizando la correlación de transferencia de materia del Modelo de Desgaste Nodal tradicional y la expresión para el cálculo del número de Reynolds según Walsh.
- Resultados obtenidos utilizando la correlación de transferencia de materia de Esienberg y la expresión para el cálculo del número de Reynolds según Walsh.
- Resultados obtenidos utilizando la correlación de transferencia de materia del Modelo de Desgaste Nodal tradicional y la expresión para el cálculo del número de Reynolds según Bird, Stewart y Lightfoot.
- Resultados obtenidos utilizando la correlación de transferencia de materia de Eisenberg y la expresión para el cálculo del número de Reynolds según Bird, Stewart y Lightfoot.

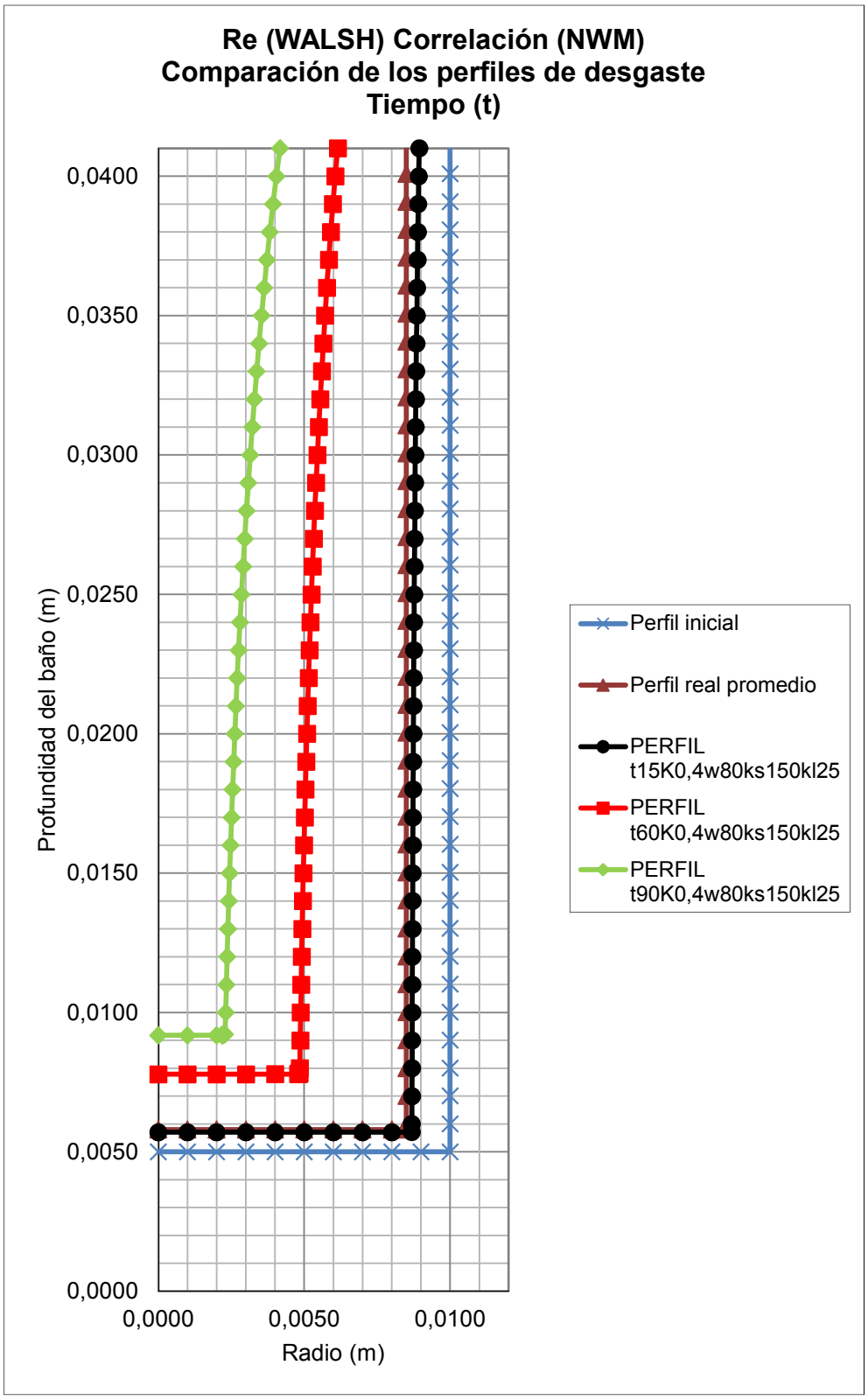
En cada gráfica se representan los perfiles de desgaste de los tres ensayos simulados que se pretenden comparar, así como el perfil de desgaste promedio de las probetas reales ensayadas en laboratorio y el perfil inicial de la probeta sin ensayar.

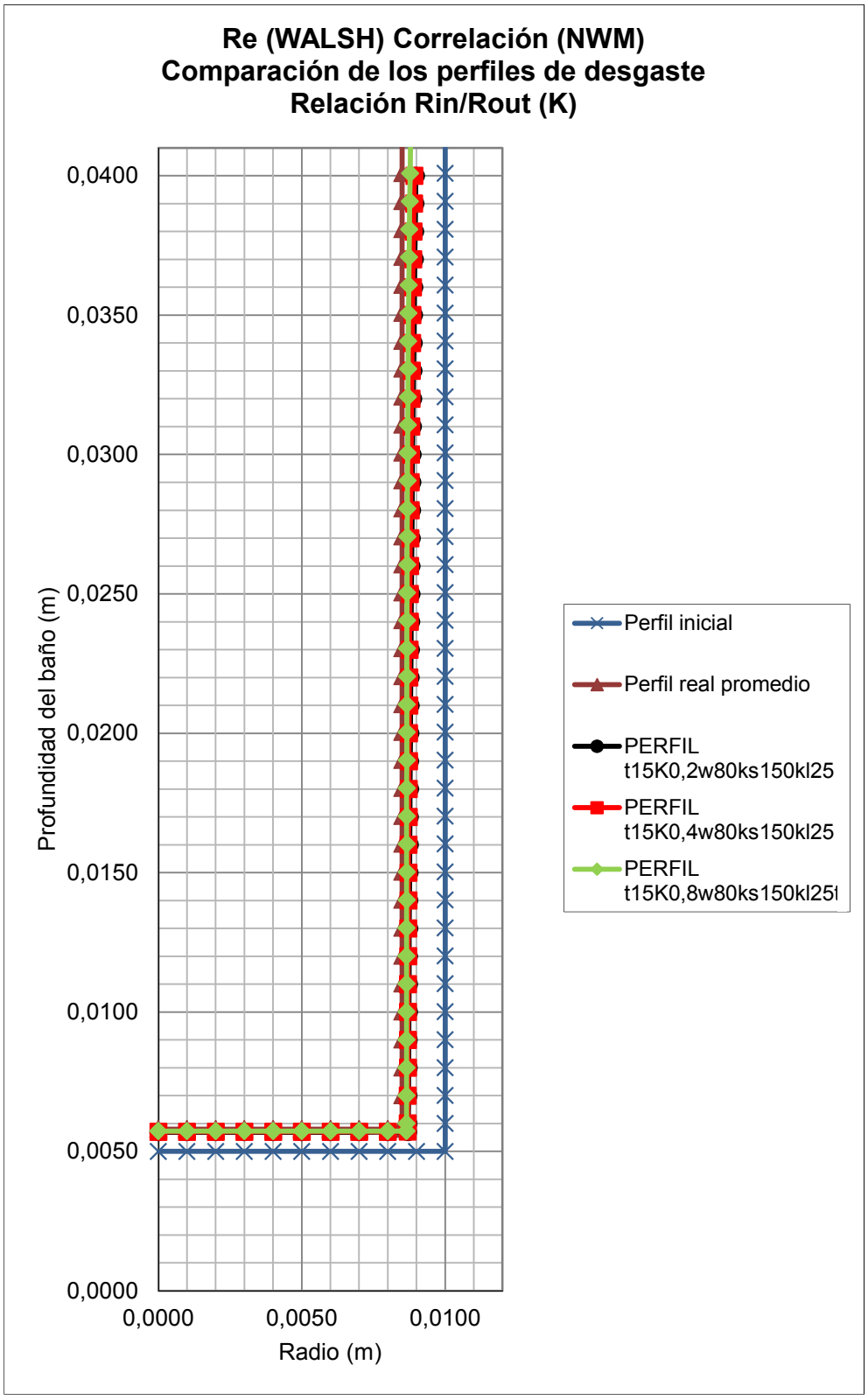
Como se indicó en los capítulos anteriores, los factores estudiados son:

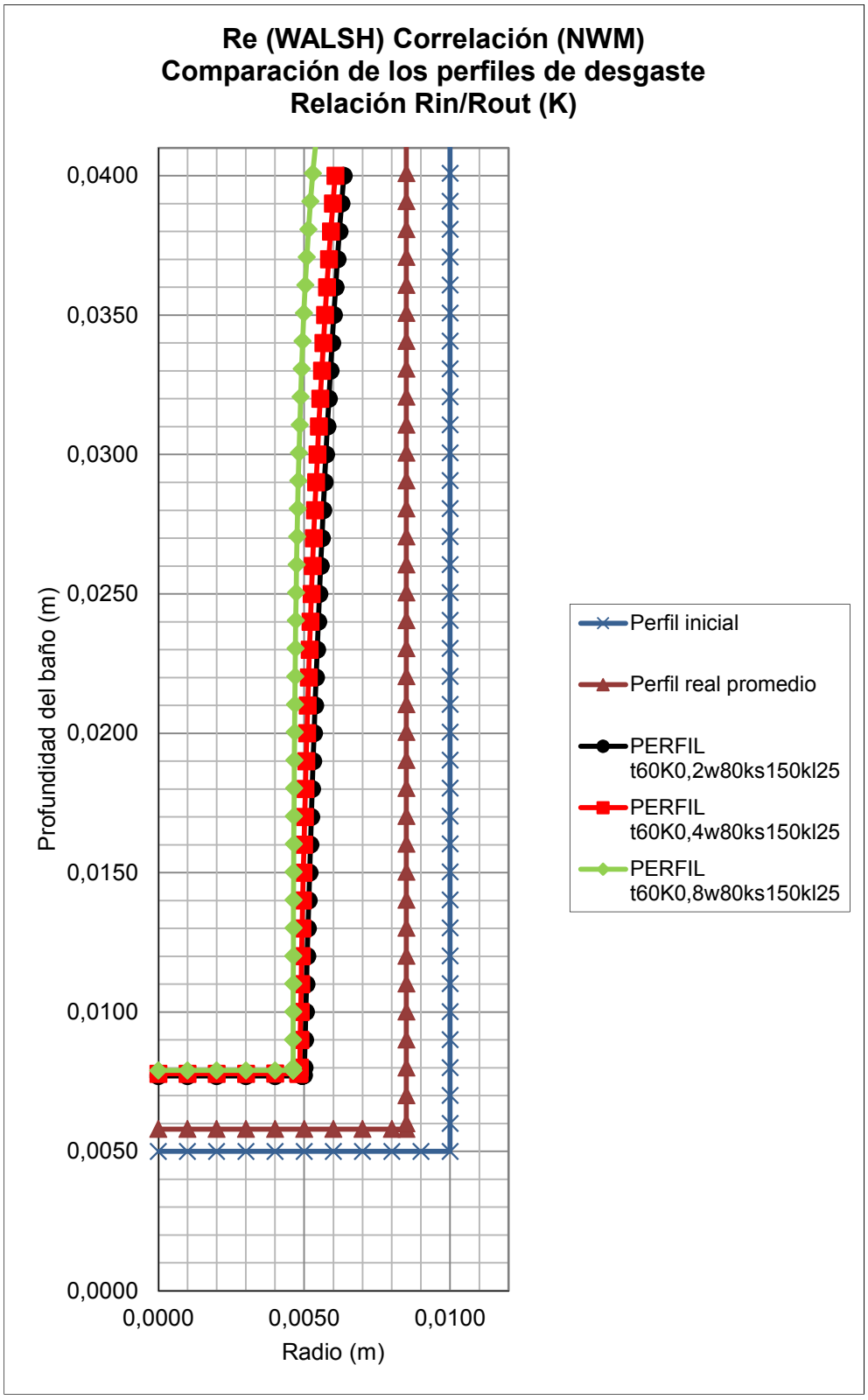
- Tiempo de ensayo (t), 15min, 60min y 90min.
- Relación entre el radio de la probeta y el radio del crisol que contiene el material fundido (Rin/Rout = K), 0.2, 0.4 y 0.8.
- Velocidad de rotación (w), 40rpm, 80rpm y 160rpm.
- Conductividad térmica del sólido (ks), 10W/(m·K), 30W/(m·K) y 150W/(m·K).
- Conductividad térmica del baño fundido (kl), 5W/(m·K), 25W/(m·K) y 50W/(m·K).

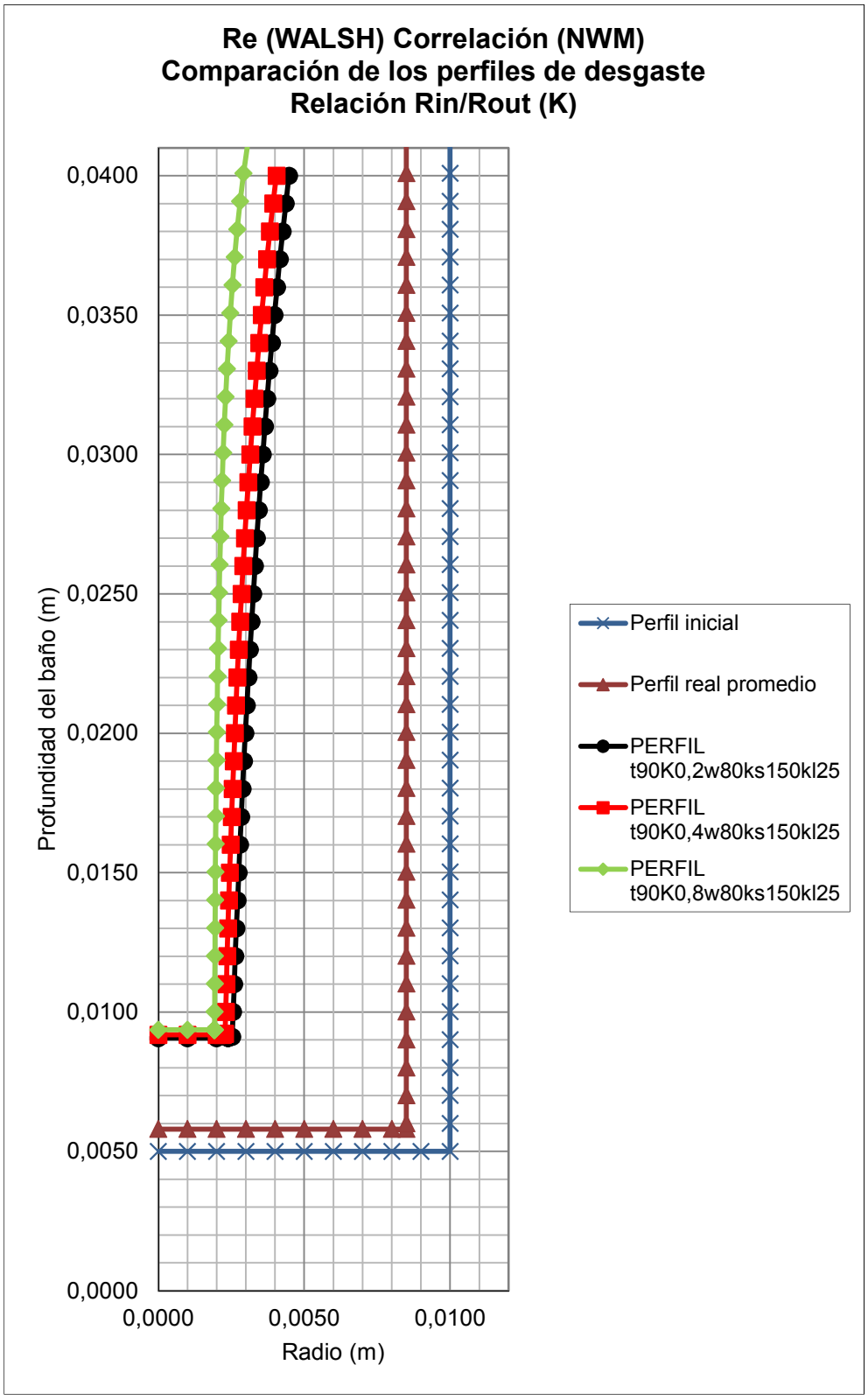
De este modo, se presentan 52 gráficas (13 gráficas en cada bloque). La primera gráfica de cada bloque compara los resultados obtenidos para los tres tiempos de ensayo manteniendo el resto de factores en valores fijos. Seguidamente, se estudian el resto de factores en cuatro grupos de tres gráficas, una para cada tiempo de ensayo.

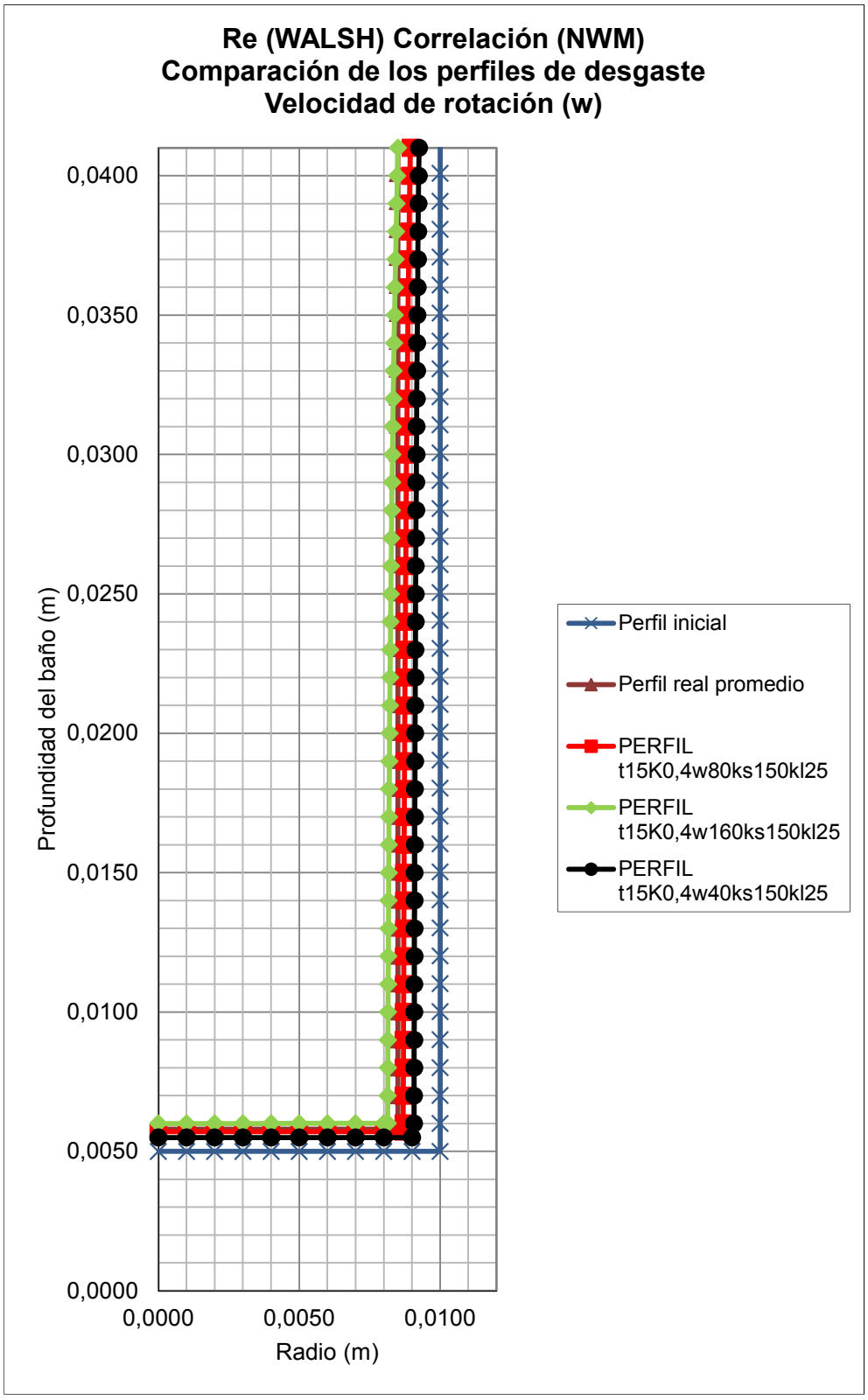
V.4.1 Resultados utilizando la correlación de transferencia de materia del Modelo de Desgaste Nodal tradicional y el número de Reynolds según Walsh.

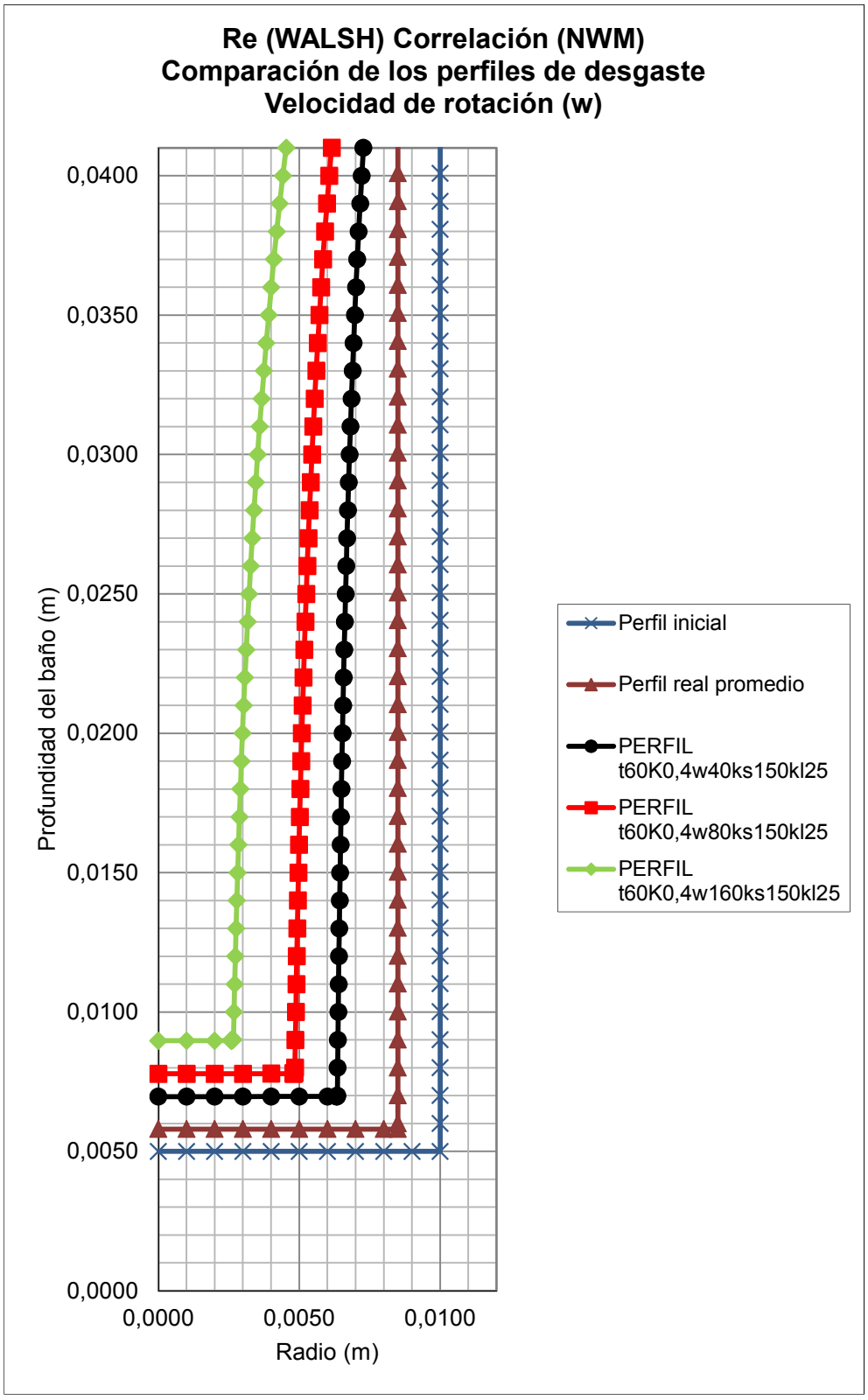


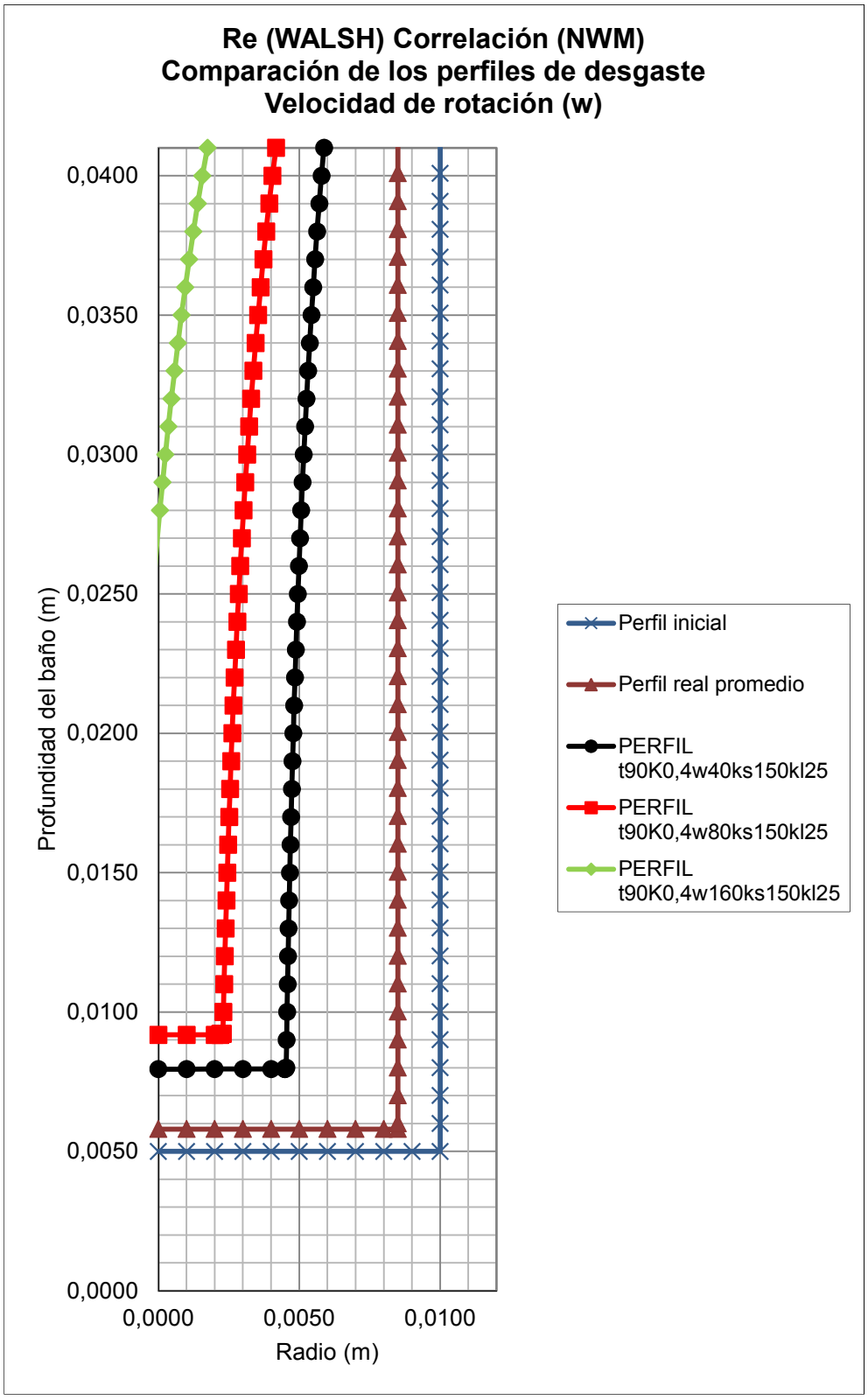

Re (WALSH) Correlación (NWM)
Comparación de los perfiles de desgaste
Relación Rin/Rout (K)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t15K0,2w80ks150kl25
PERFIL t15K0,4w80ks150kl25
PERFIL t15K0,8w80ks150kl25

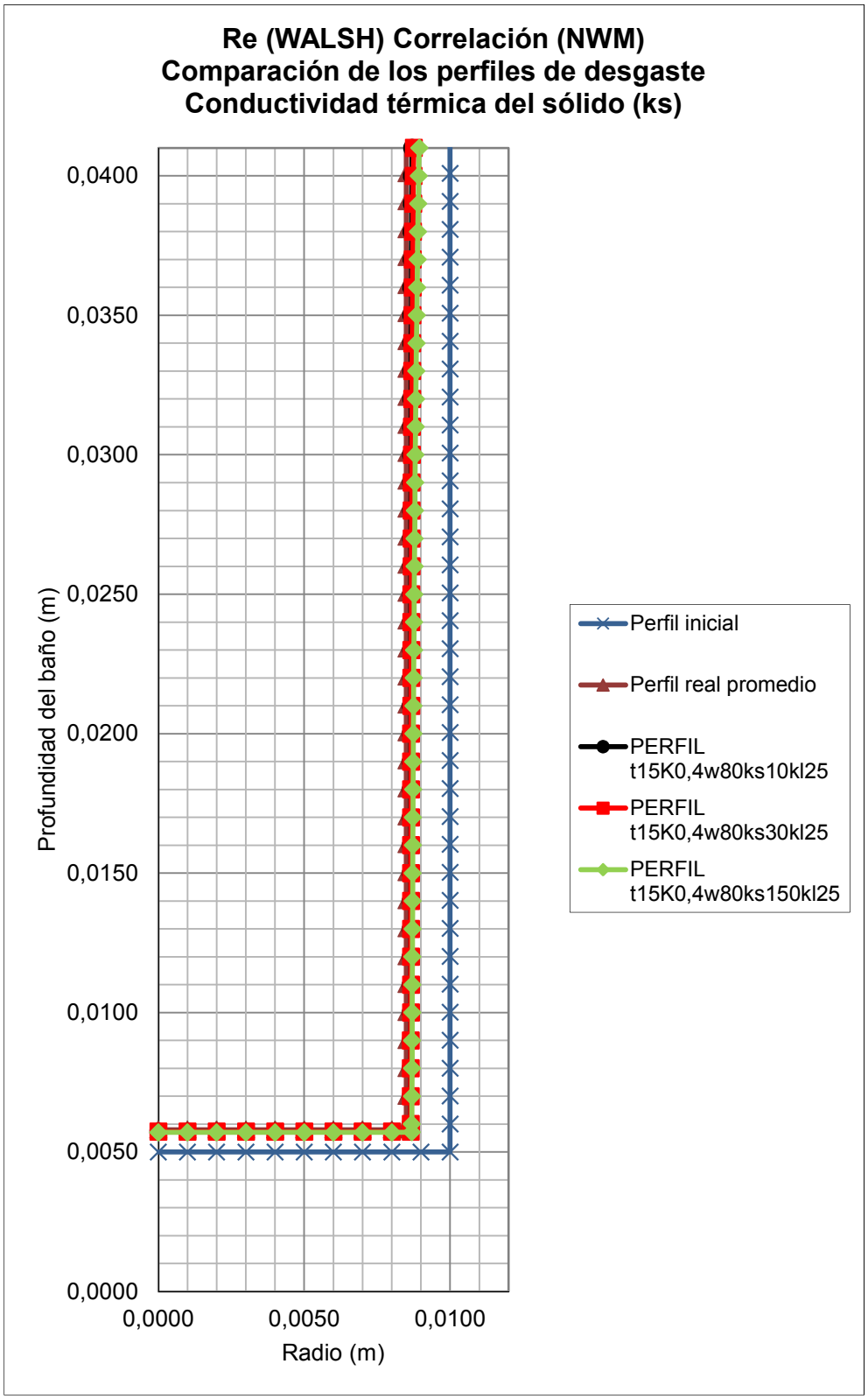

Re (WALSH) Correlación (NWM)
Comparación de los perfiles de desgaste
Relación Rin/Rout (K)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t60K0,2w80ks150kl25
PERFIL t60K0,4w80ks150kl25
PERFIL t60K0,8w80ks150kl25

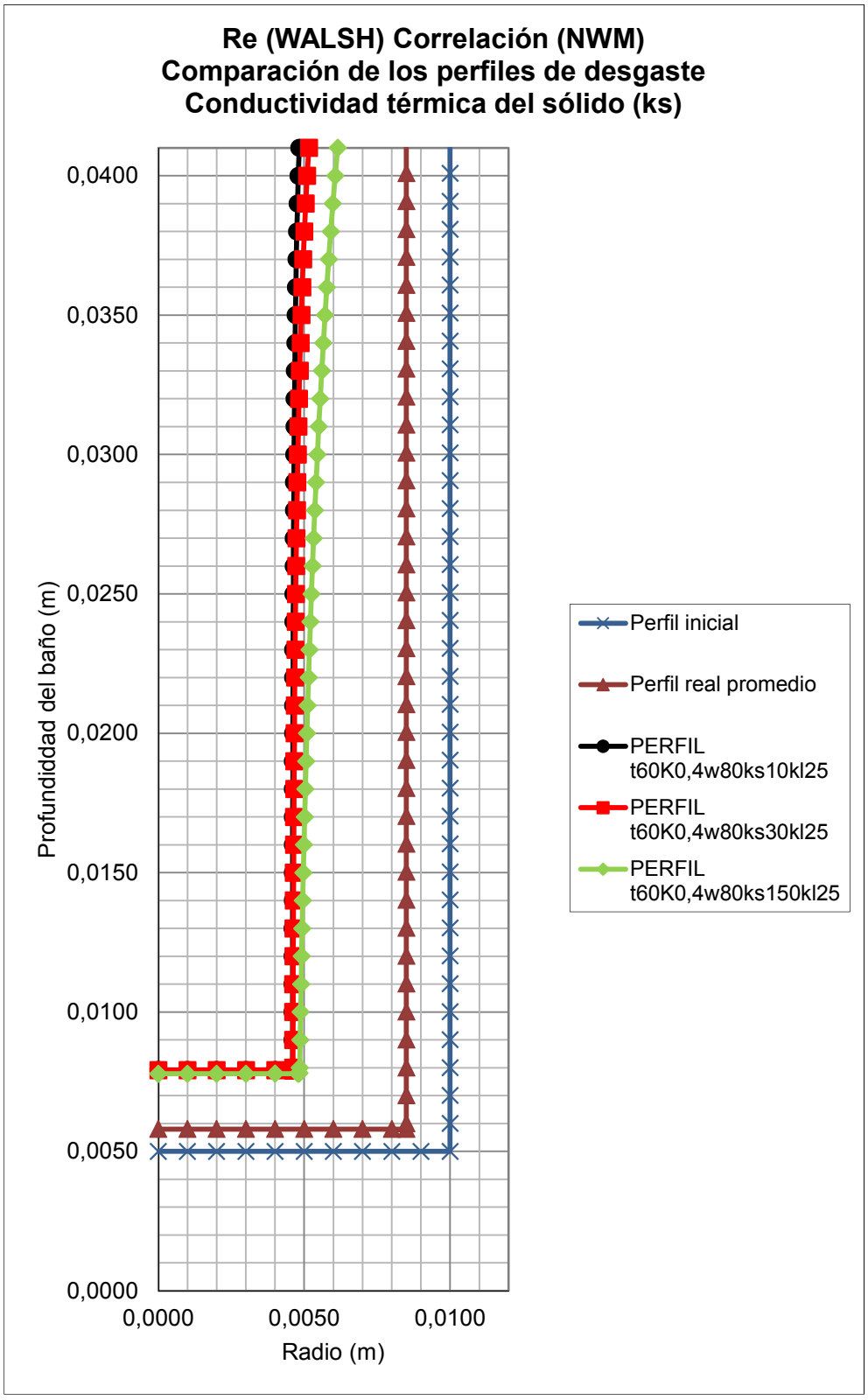

Re (WALSH) Correlación (NWM)
Comparación de los perfiles de desgaste
Relación Rin/Rout (K)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t90K0,2w80ks150kl25
PERFIL t90K0,4w80ks150kl25
PERFIL t90K0,8w80ks150kl25

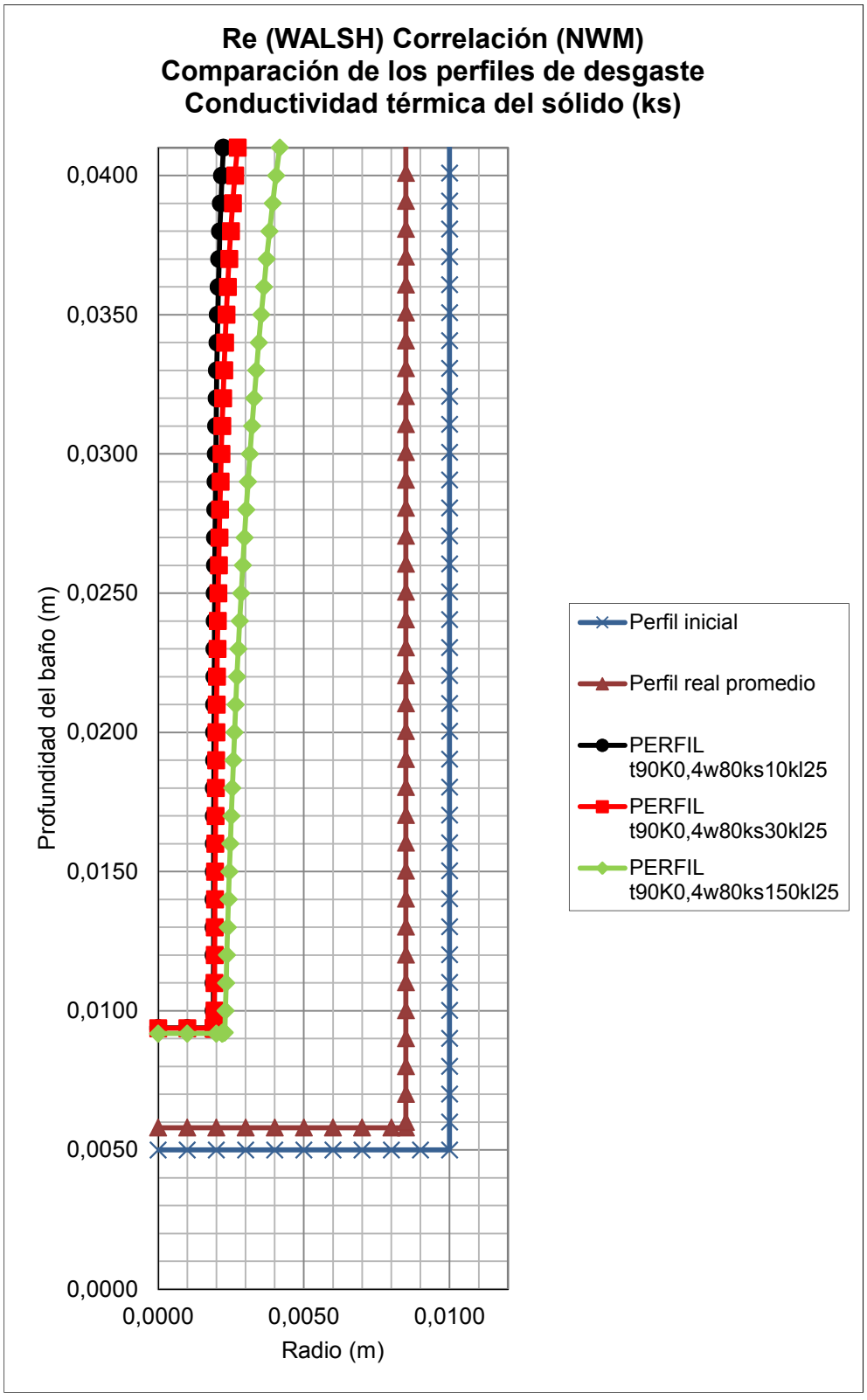

Re (WALSH) Correlación (NWM)
Comparación de los perfiles de desgaste
Velocidad de rotación (w)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t15K0,4w80ks150kl25
PERFIL t15K0,4w160ks150kl25
PERFIL t15K0,4w40ks150kl25

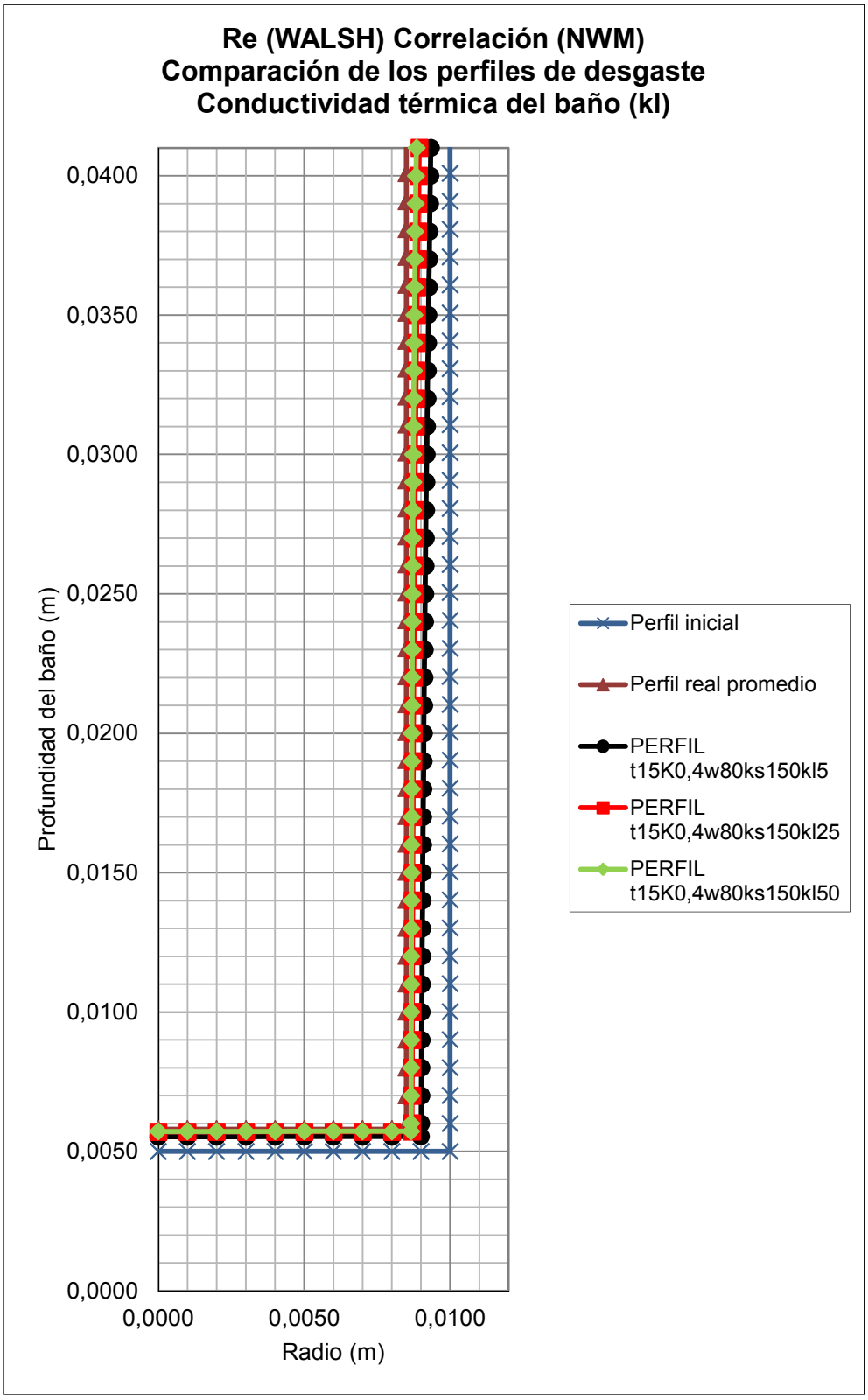

Re (WALSH) Correlación (NWM)
Comparación de los perfiles de desgaste
Velocidad de rotación (w)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t60K0,4w40ks150kl25
PERFIL t60K0,4w80ks150kl25
PERFIL t60K0,4w160ks150kl25

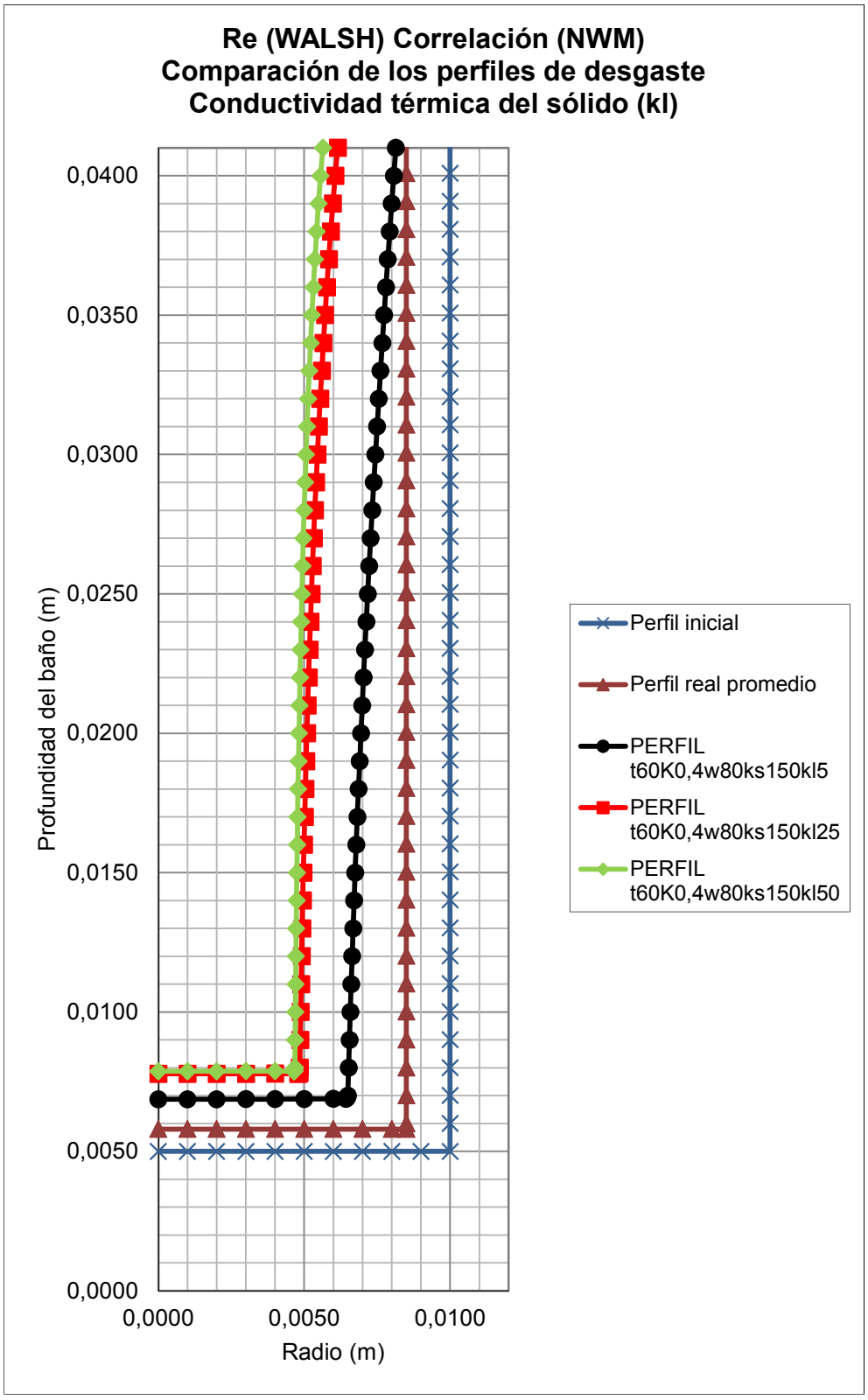

Re (WALSH) Correlación (NWM)
Comparación de los perfiles de desgaste
Velocidad de rotación (w)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t90K0,4w40ks150kl25
PERFIL t90K0,4w80ks150kl25
PERFIL t90K0,4w160ks150kl25

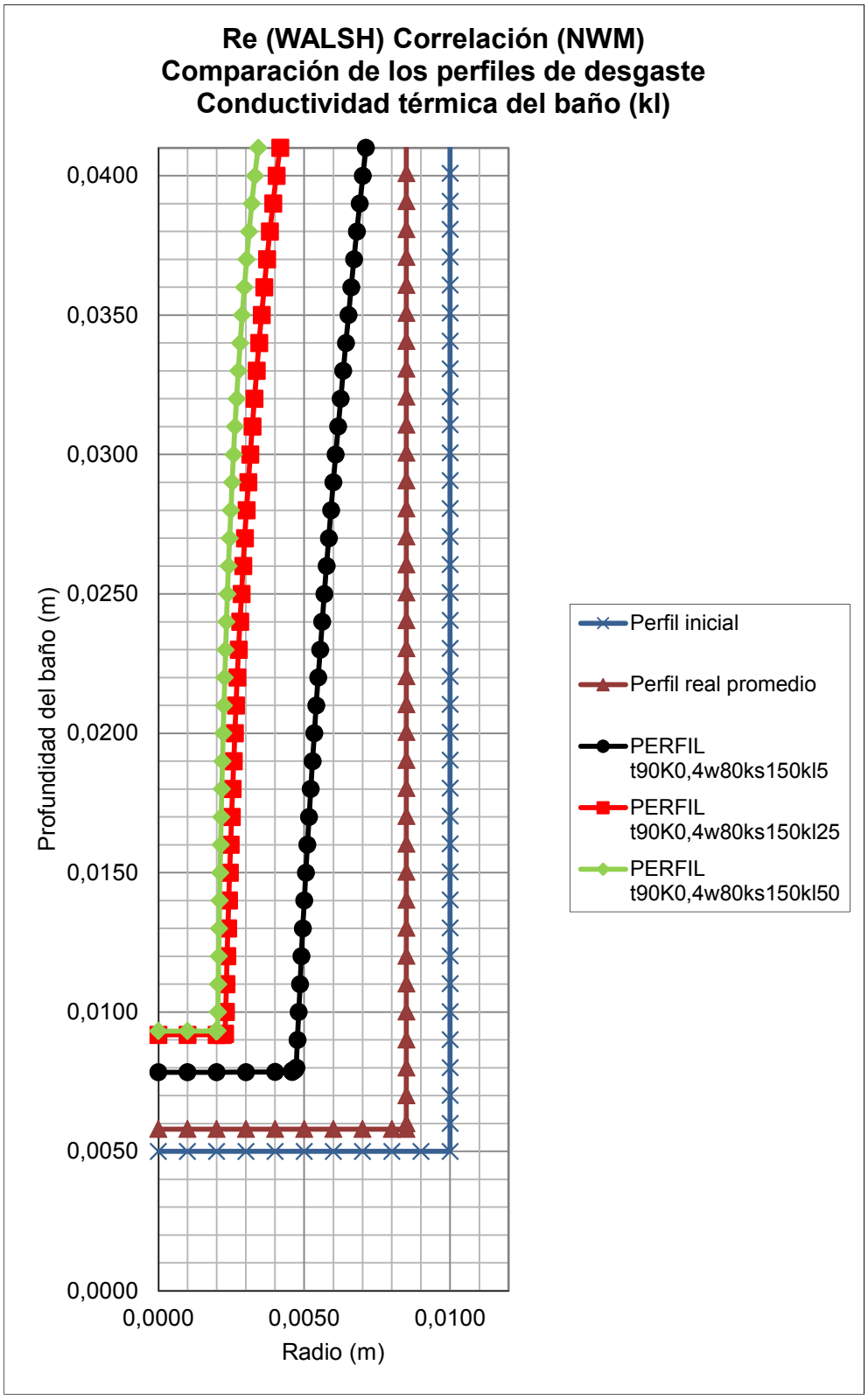

Re (WALSH) Correlación (NWM)
Comparación de los perfiles de desgaste
Conductividad térmica del sólido (ks)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t15K0,4w80ks10kl25
PERFIL t15K0,4w80ks30kl25
PERFIL t15K0,4w80ks150kl25


Re (WALSH) Correlación (NWM)
Comparación de los perfiles de desgaste
Conductividad térmica del sólido (ks)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t60K0,4w80ks10kl25
PERFIL t60K0,4w80ks30kl25
PERFIL t60K0,4w80ks150kl25

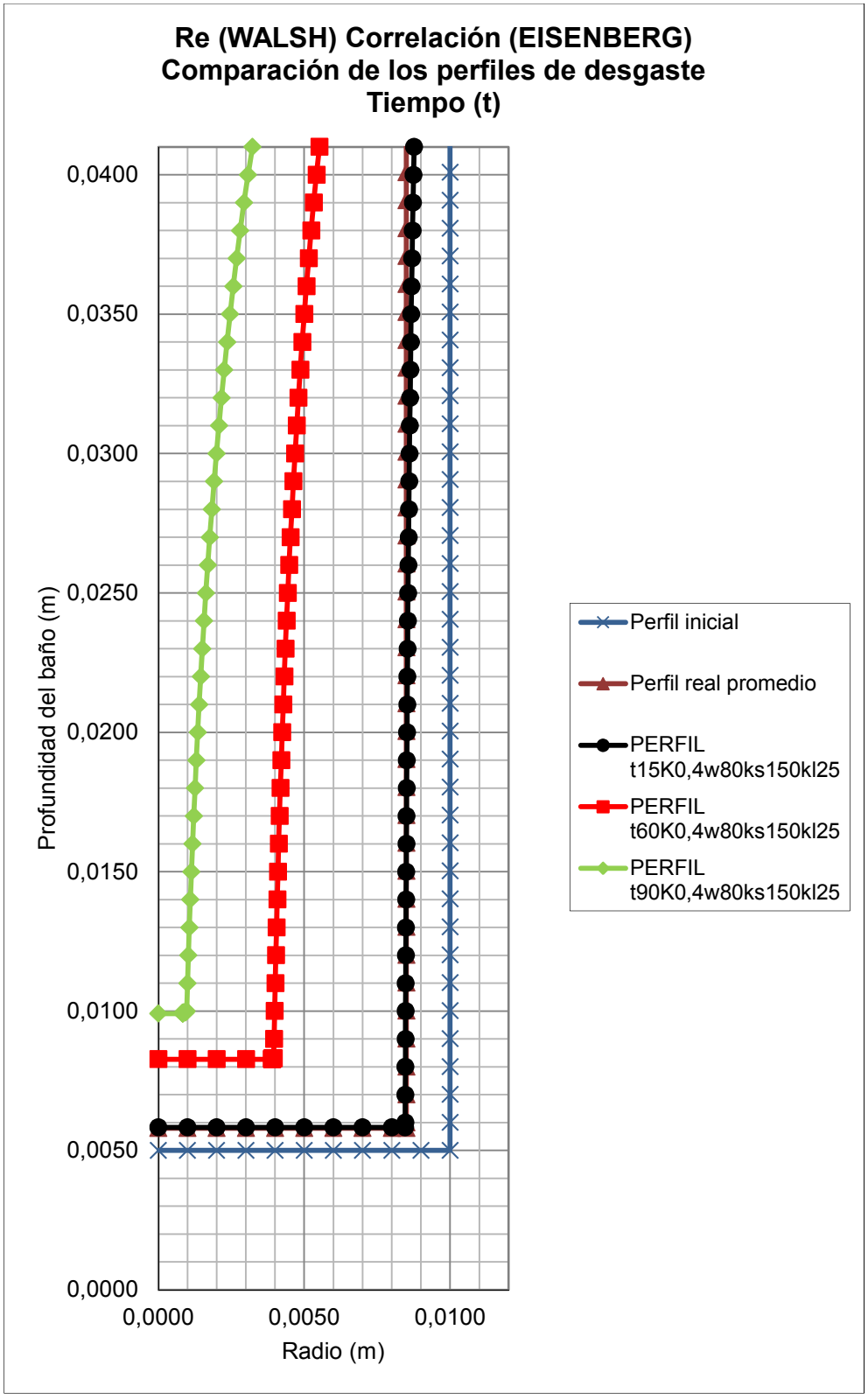

Re (WALSH) Correlación (NWM)
Comparación de los perfiles de desgaste
Conductividad térmica del sólido (ks)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t90K0,4w80ks10kl25
PERFIL t90K0,4w80ks30kl25
PERFIL t90K0,4w80ks150kl25

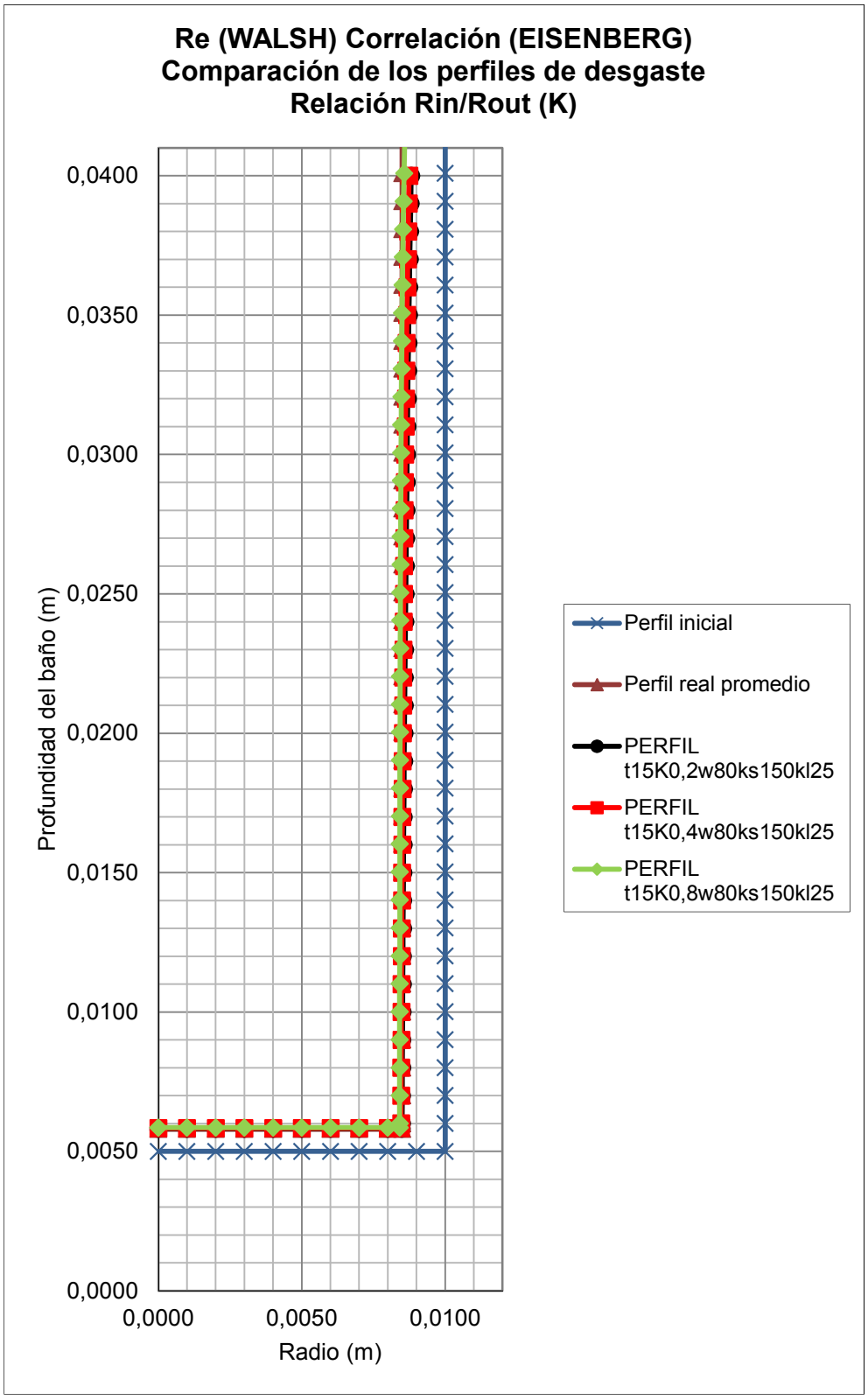

Re (WALSH) Correlación (NWM)
Comparación de los perfiles de desgaste
Conductividad térmica del baño (kl)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t15K0,4w80ks150kl5
PERFIL t15K0,4w80ks150kl25
PERFIL t15K0,4w80ks150kl50

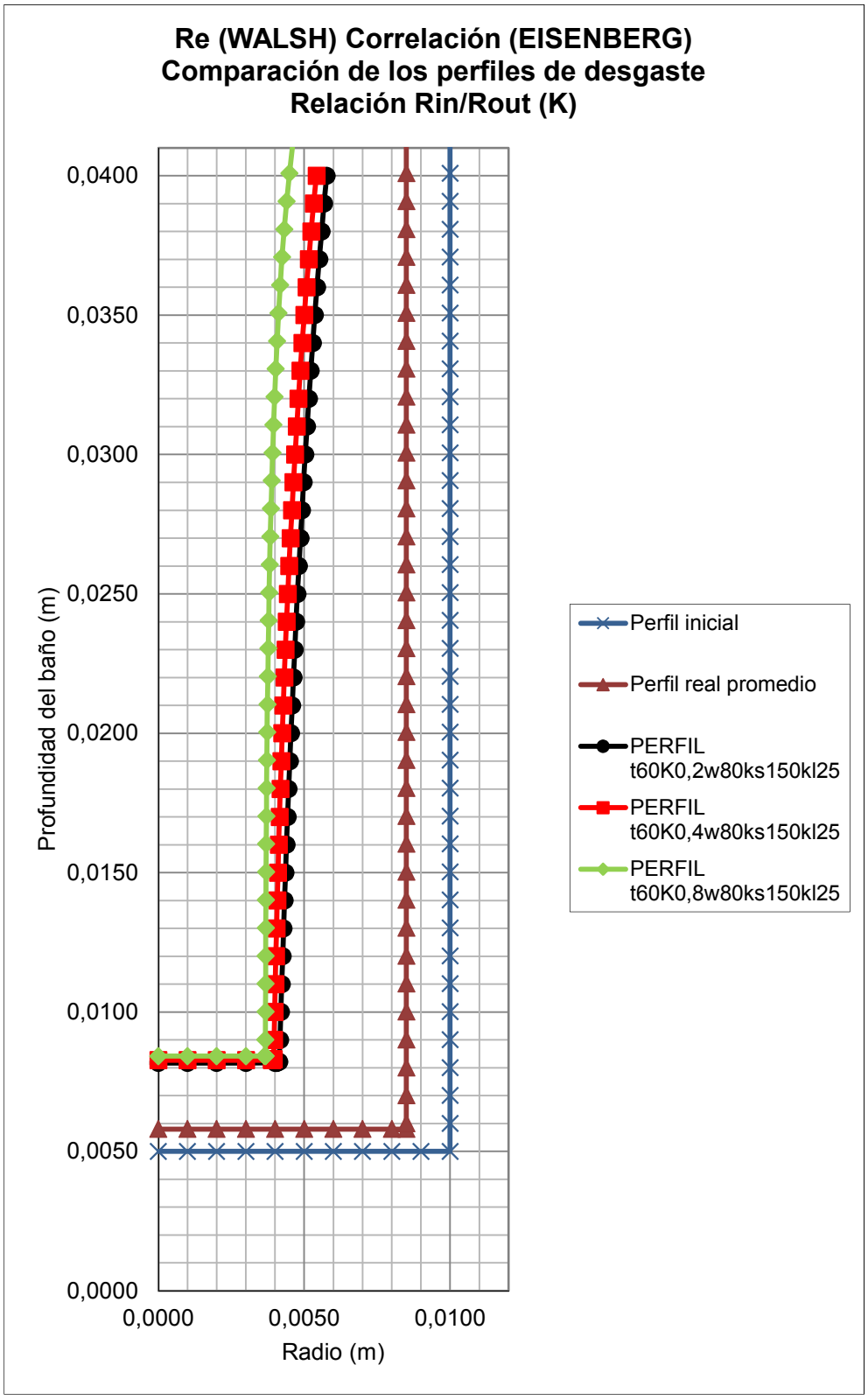

Re (WALSH) Correlación (NWM)
Comparación de los perfiles de desgaste
Conductividad térmica del sólido (kl)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t60K0,4w80ks150kl5
PERFIL t60K0,4w80ks150kl25
PERFIL t60K0,4w80ks150kl50

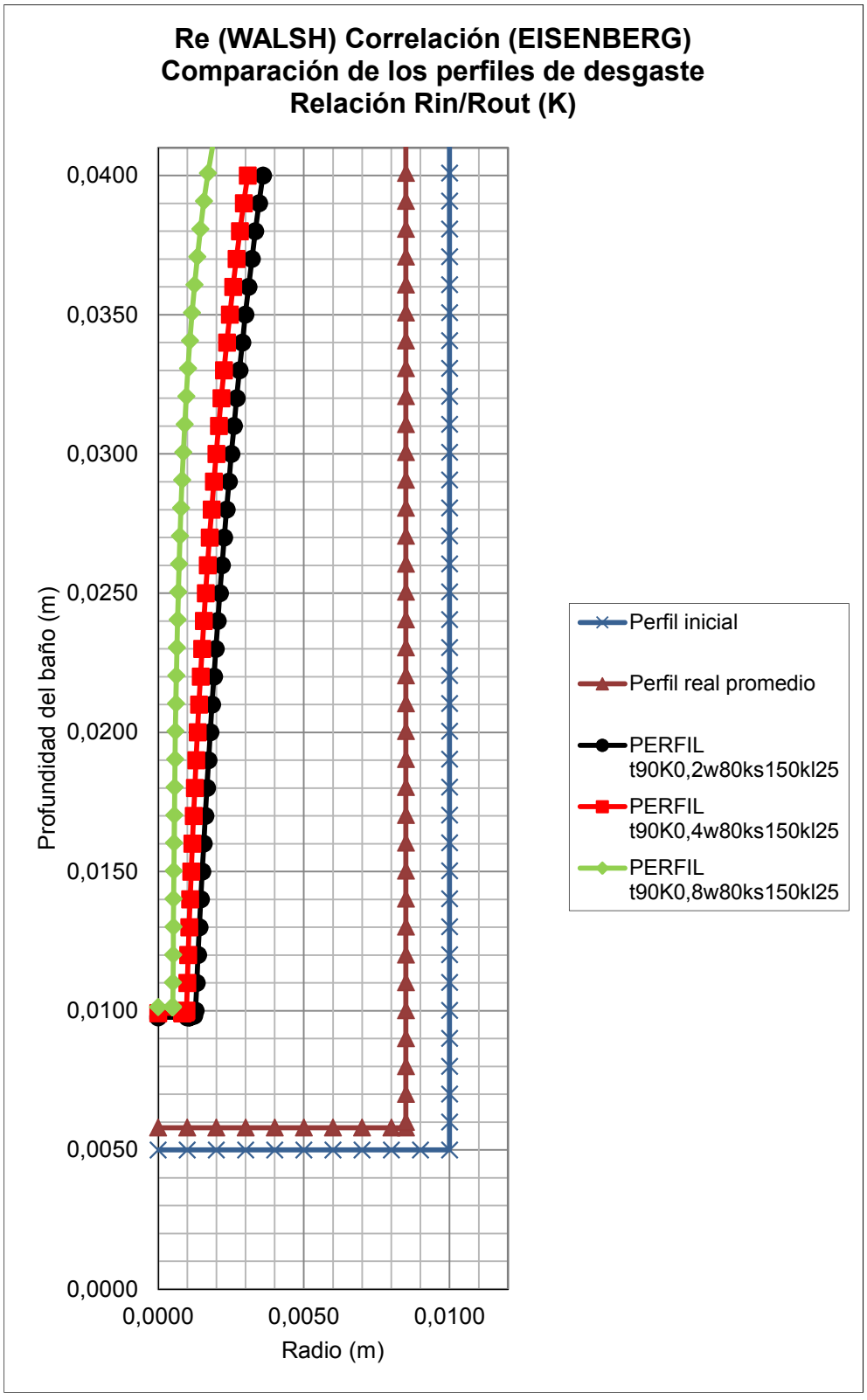

Re (WALSH) Correlación (NWM)
Comparación de los perfiles de desgaste
Conductividad térmica del baño (kl)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t90K0,4w80ks150kl5
PERFIL t90K0,4w80ks150kl25
PERFIL t90K0,4w80ks150kl50

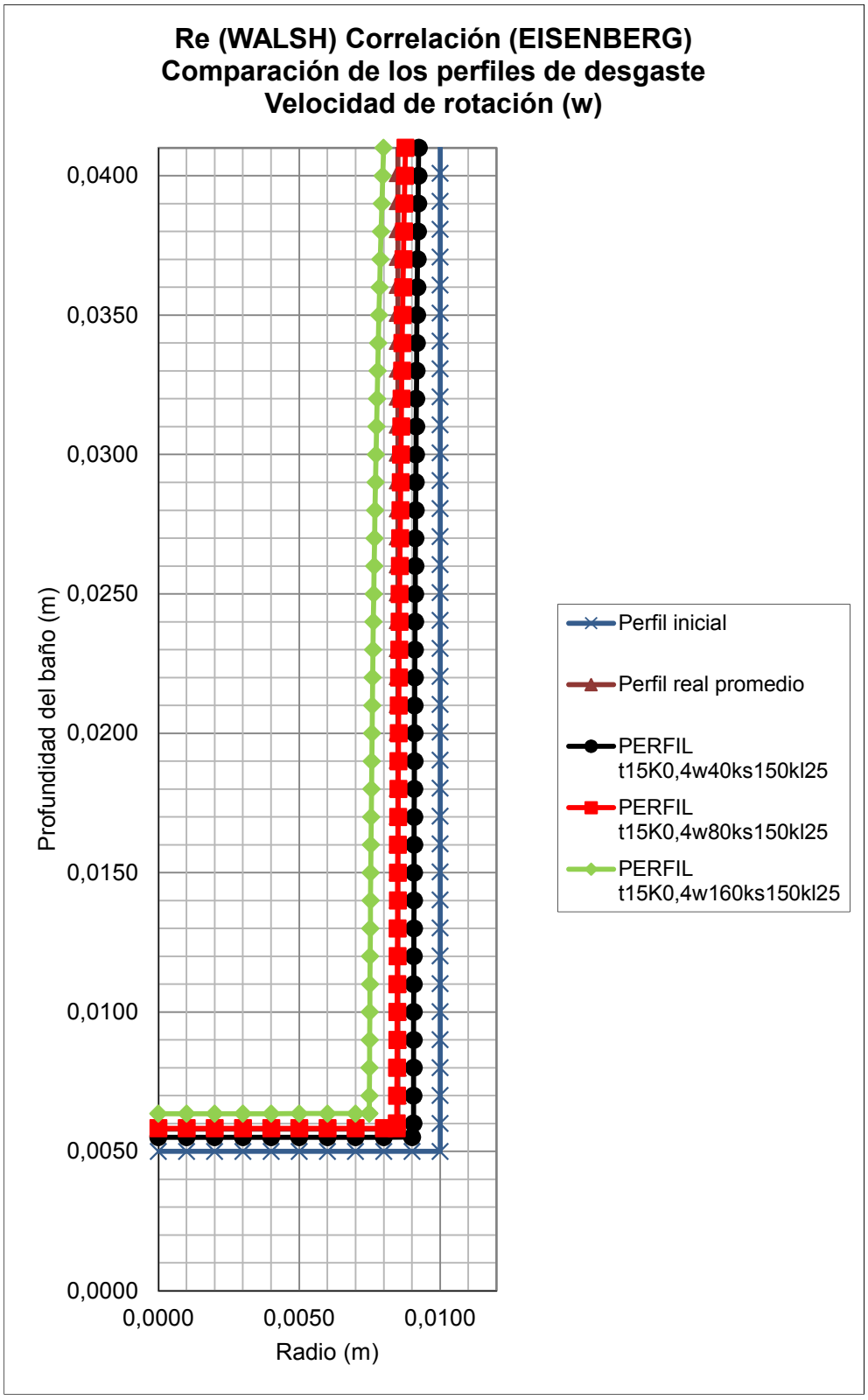
V.4.2 Resultados utilizando la correlación de transferencia de materia de Eisenberg y el número de Reynolds según Walsh.

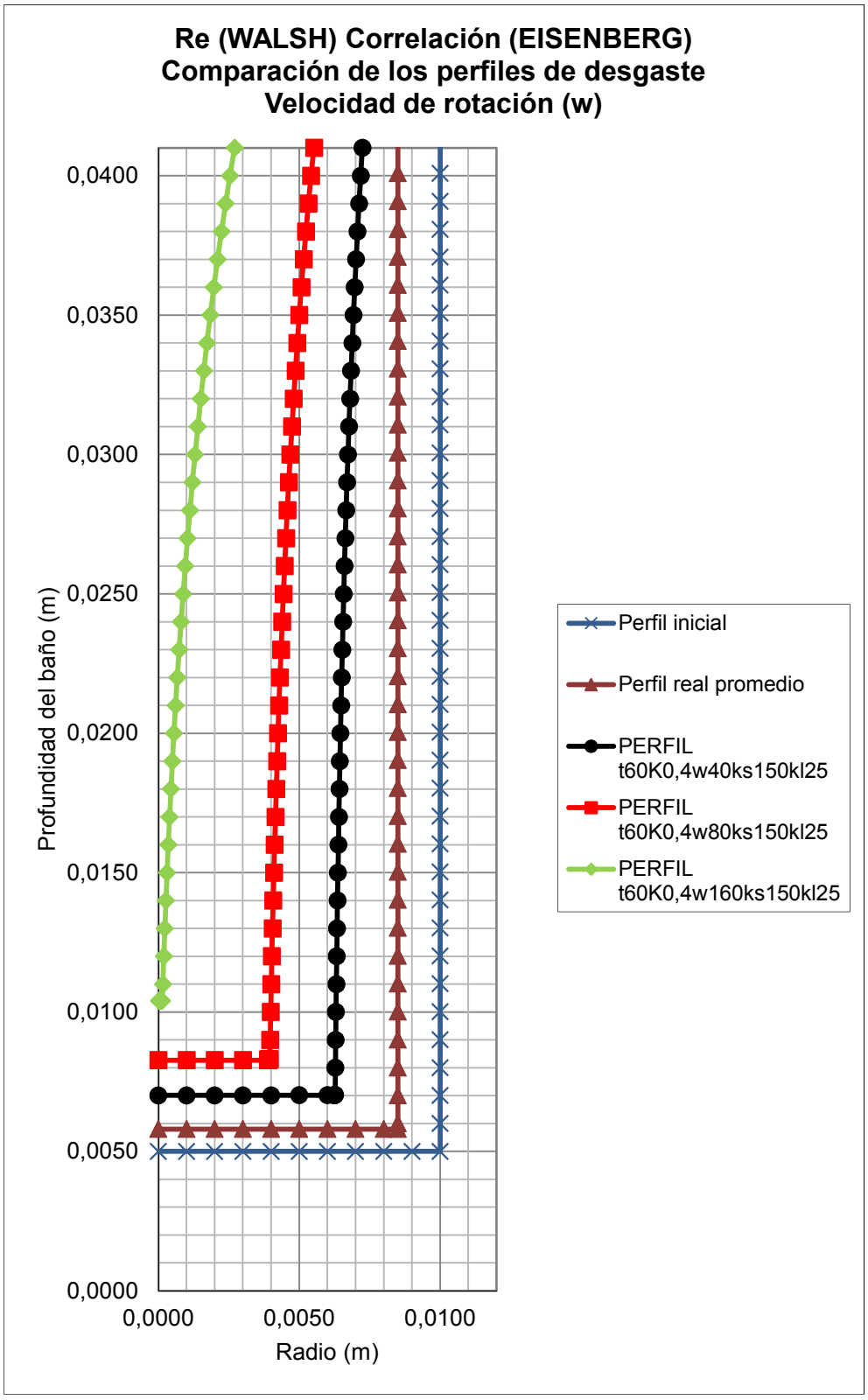


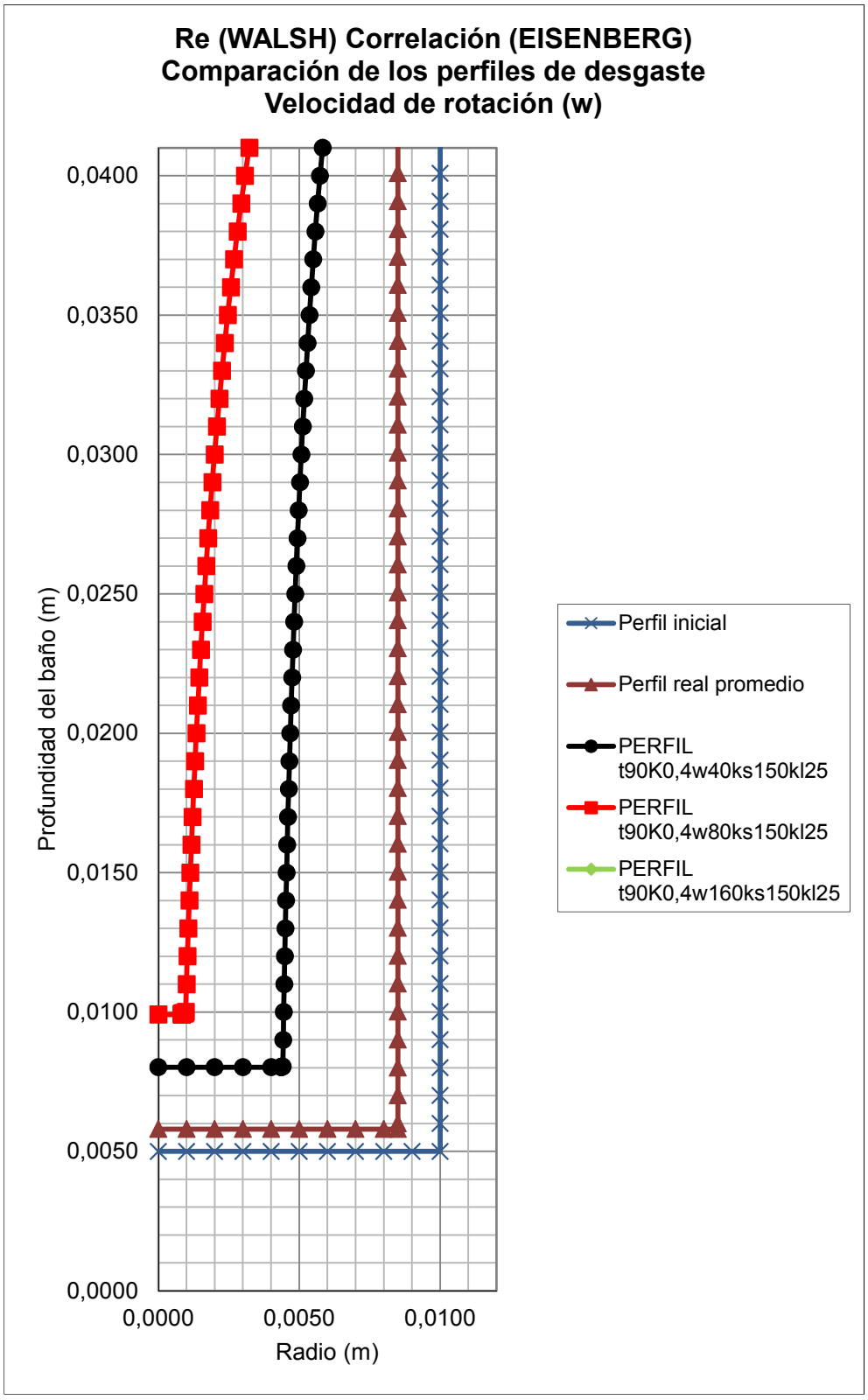

Re (WALSH) Correlación (EISENBERG)
Comparación de los perfiles de desgaste
Relación Rin/Rout (K)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t15K0,2w80ks150kl25
PERFIL t15K0,4w80ks150kl25
PERFIL t15K0,8w80ks150kl25

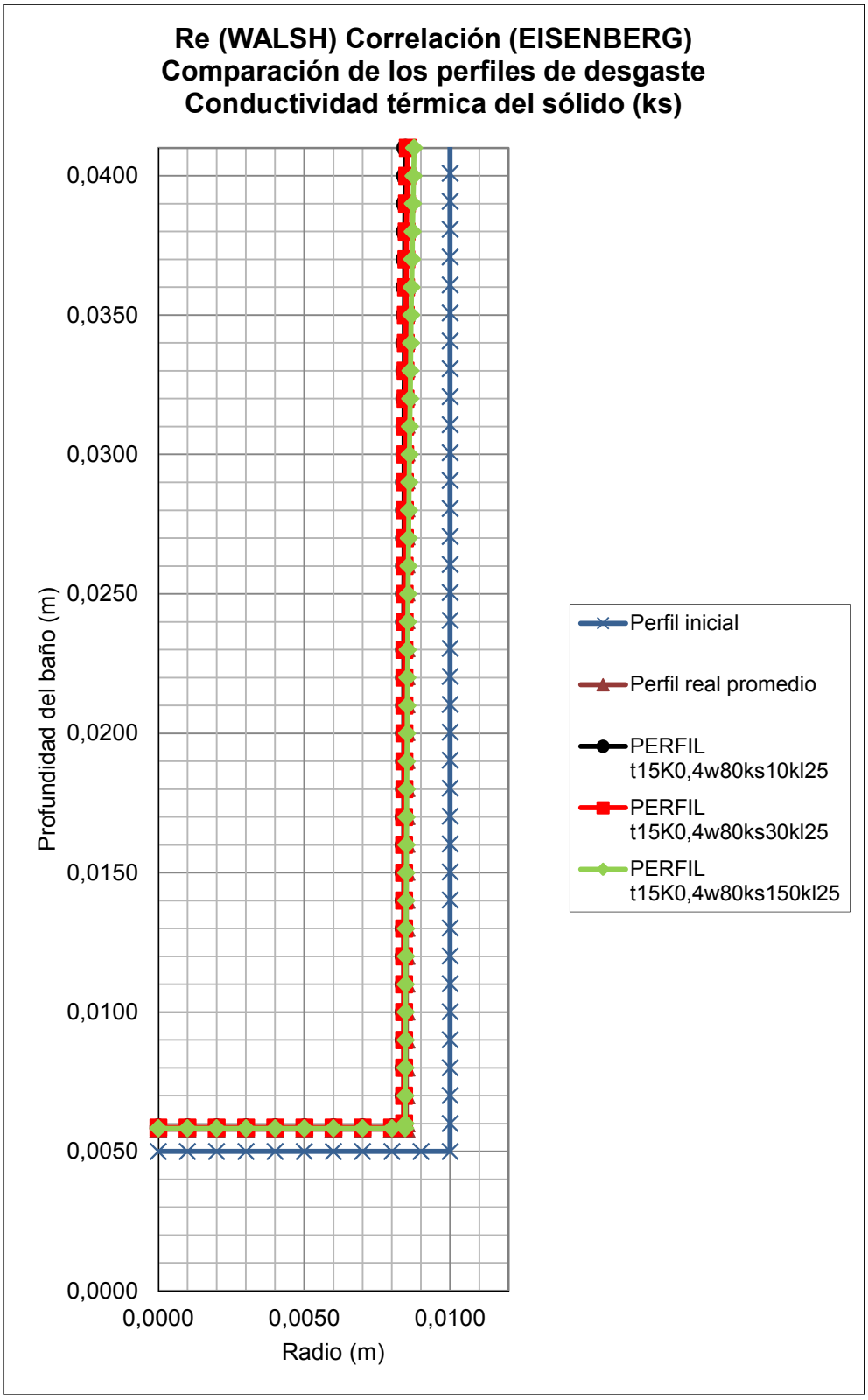

Re (WALSH) Correlación (EISENBERG)
Comparación de los perfiles de desgaste
Relación Rin/Rout (K)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t60K0,2w80ks150kl25
PERFIL t60K0,4w80ks150kl25
PERFIL t60K0,8w80ks150kl25

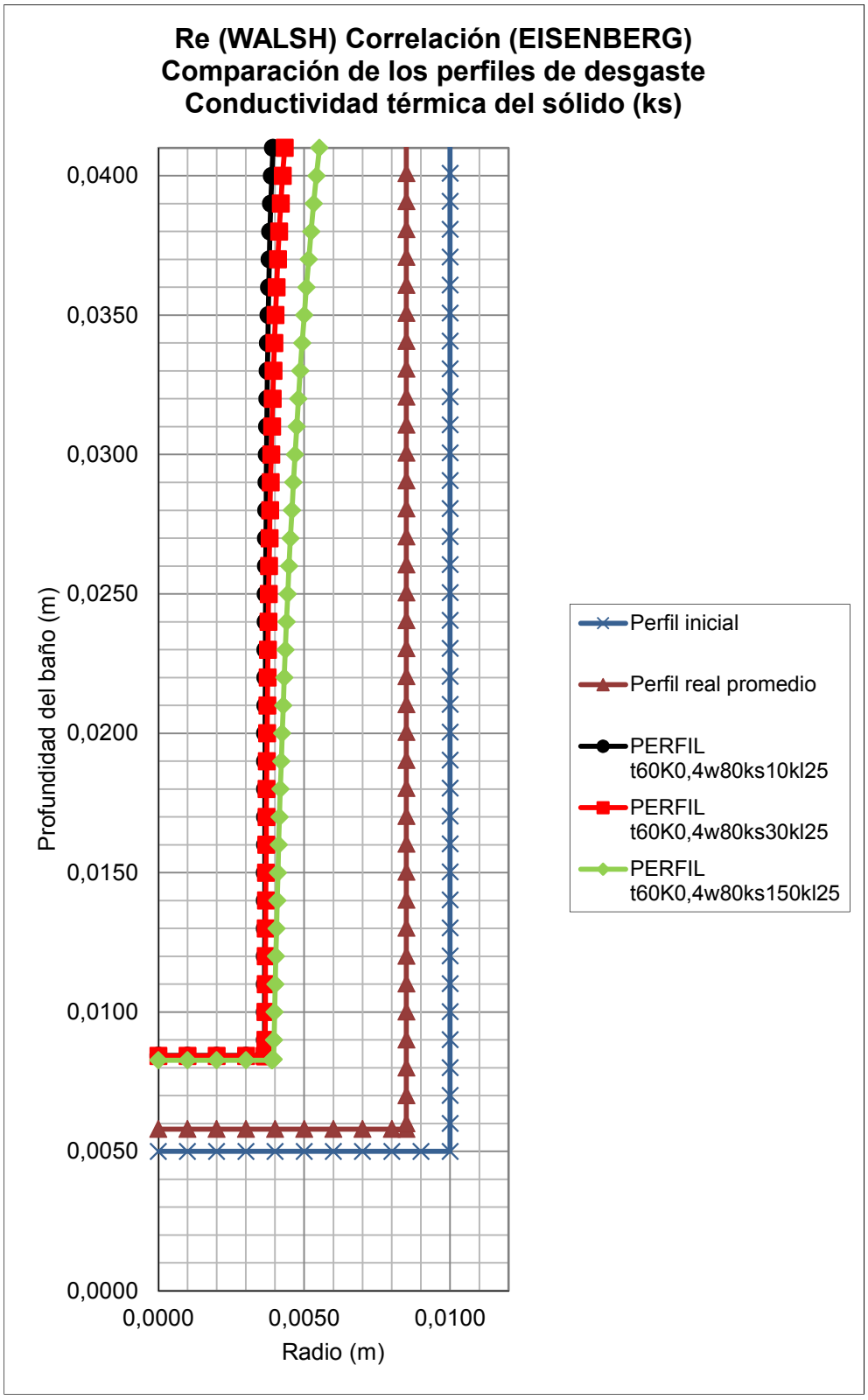

Re (WALSH) Correlación (EISENBERG)
Comparación de los perfiles de desgaste
Relación Rin/Rout (K)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t90K0,2w80ks150kl25
PERFIL t90K0,4w80ks150kl25
PERFIL t90K0,8w80ks150kl25

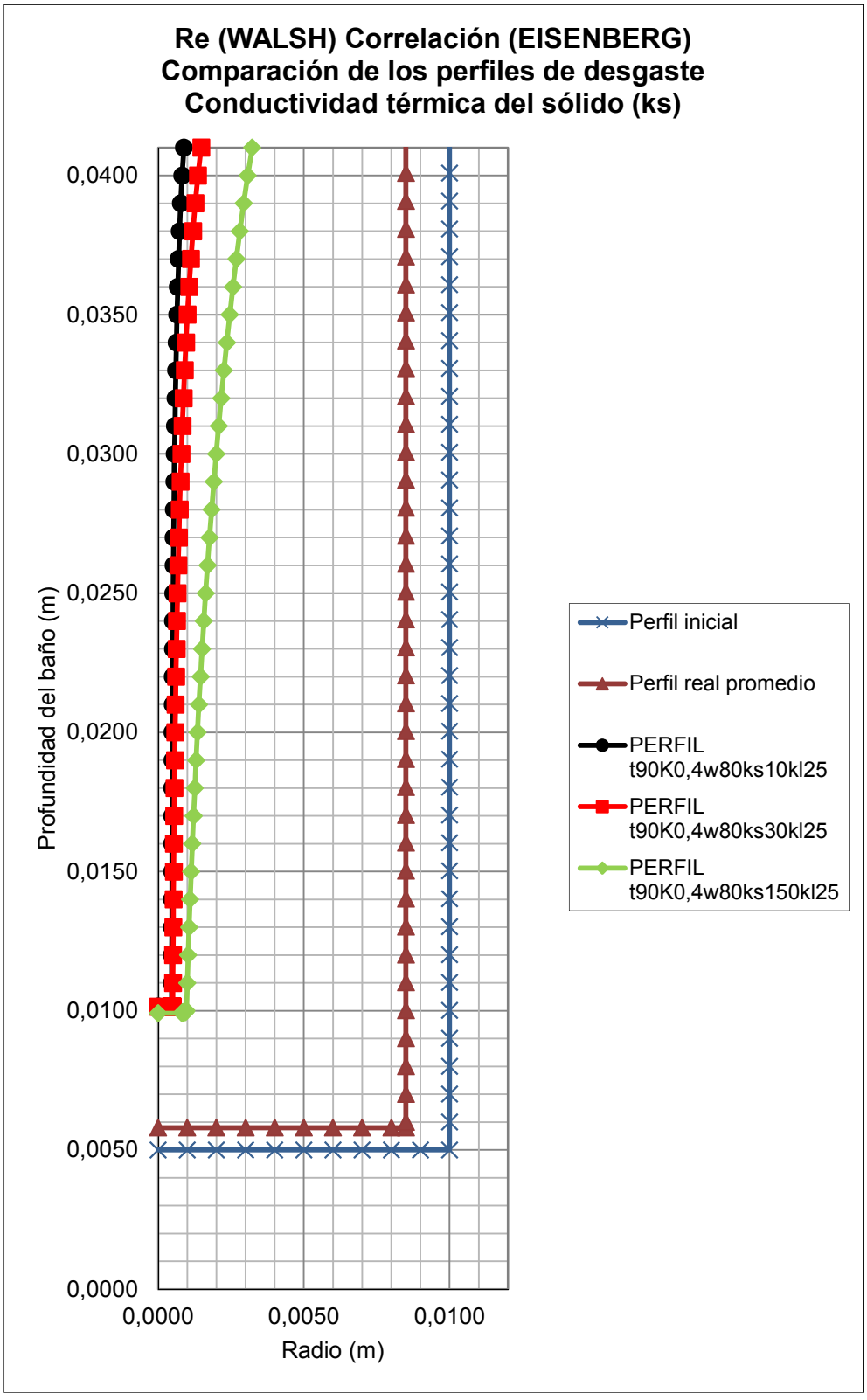

Re (WALSH) Correlación (EISENBERG)
Comparación de los perfiles de desgaste
Velocidad de rotación (w)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t15K0,4w40ks150kl25
PERFIL t15K0,4w80ks150kl25
PERFIL t15K0,4w160ks150kl25

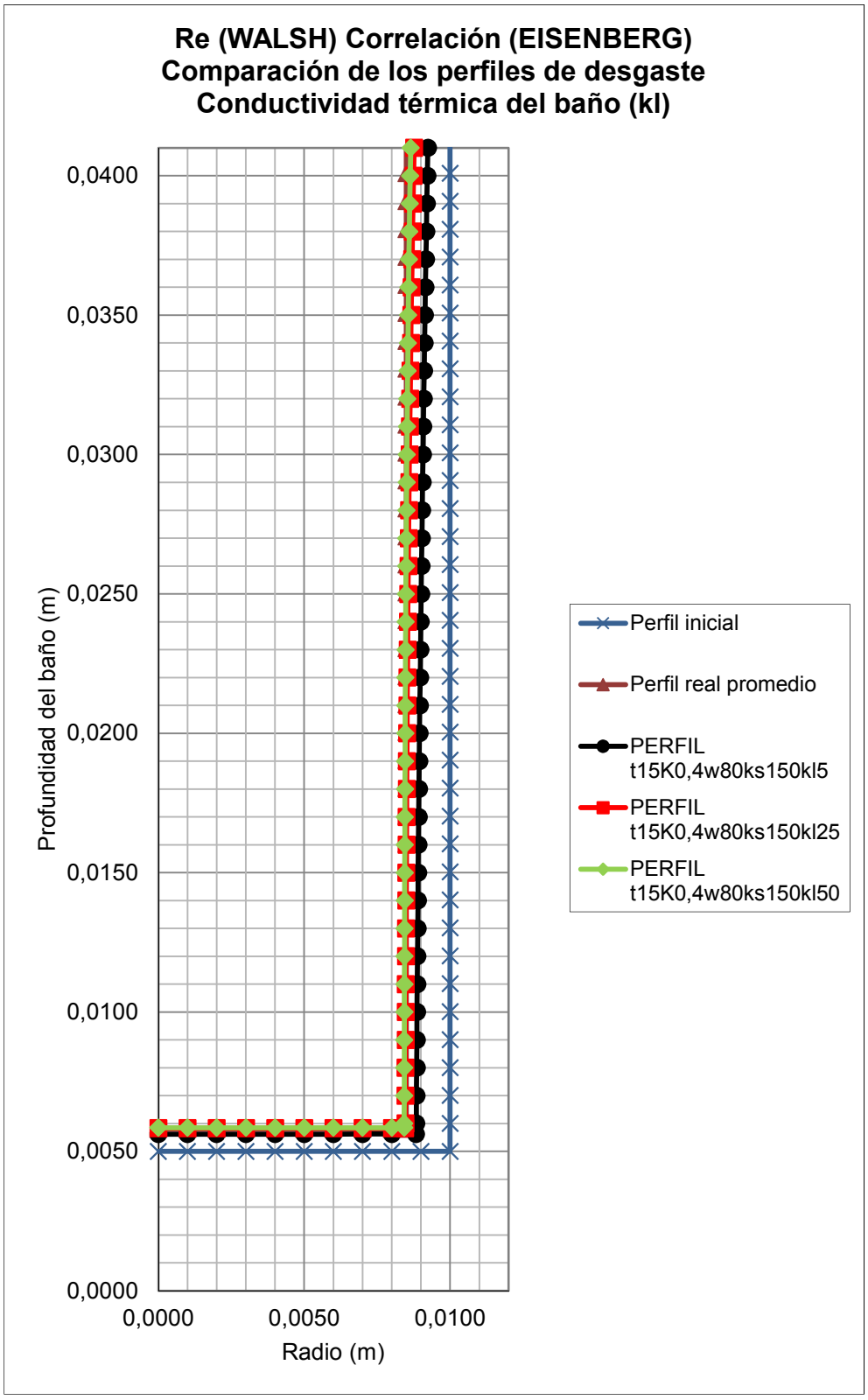

Re (WALSH) Correlación (EISENBERG)
Comparación de los perfiles de desgaste
Velocidad de rotación (w)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t60K0,4w40ks150kl25
PERFIL t60K0,4w80ks150kl25
PERFIL t60K0,4w160ks150kl25

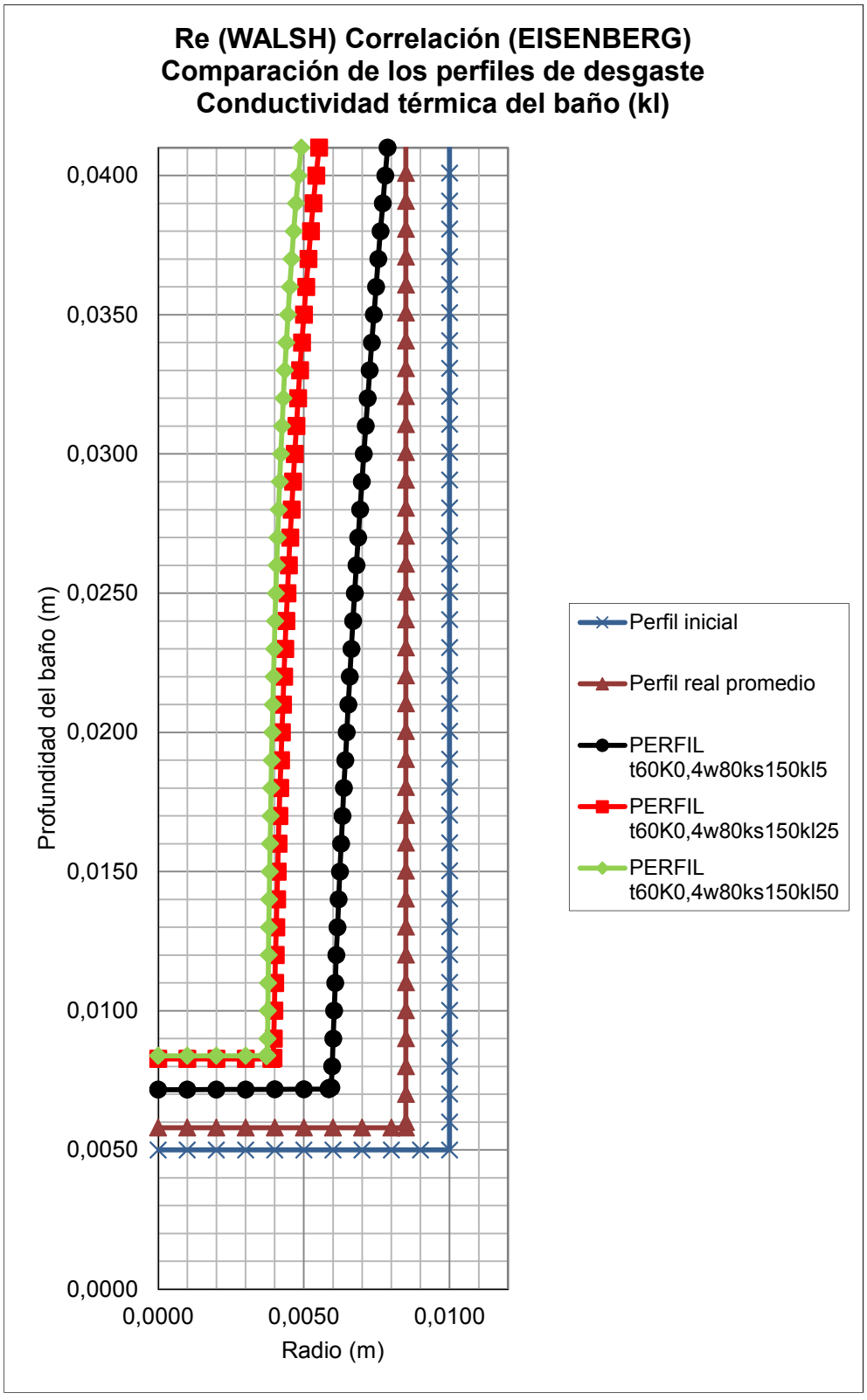

Re (WALSH) Correlación (EISENBERG)
Comparación de los perfiles de desgaste
Velocidad de rotación (w)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t90K0,4w40ks150kl25
PERFIL t90K0,4w80ks150kl25
PERFIL t90K0,4w160ks150kl25

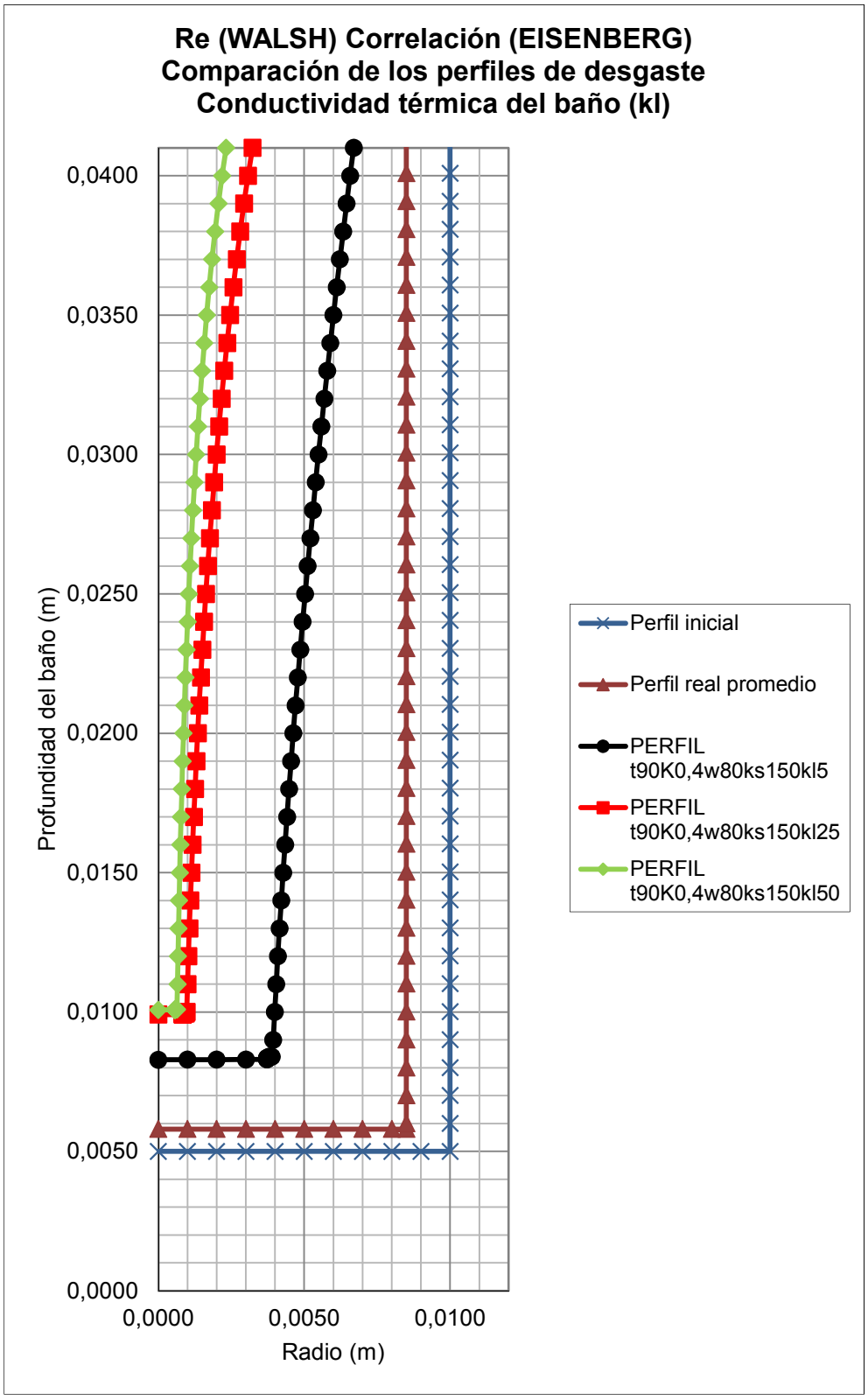

Re (WALSH) Correlación (EISENBERG)
Comparación de los perfiles de desgaste
Conductividad térmica del sólido (ks)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t15K0,4w80ks10kl25
PERFIL t15K0,4w80ks30kl25
PERFIL t15K0,4w80ks150kl25


Re (WALSH) Correlación (EISENBERG)
Comparación de los perfiles de desgaste
Conductividad térmica del sólido (ks)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t60K0,4w80ks10kl25
PERFIL t60K0,4w80ks30kl25
PERFIL t60K0,4w80ks150kl25

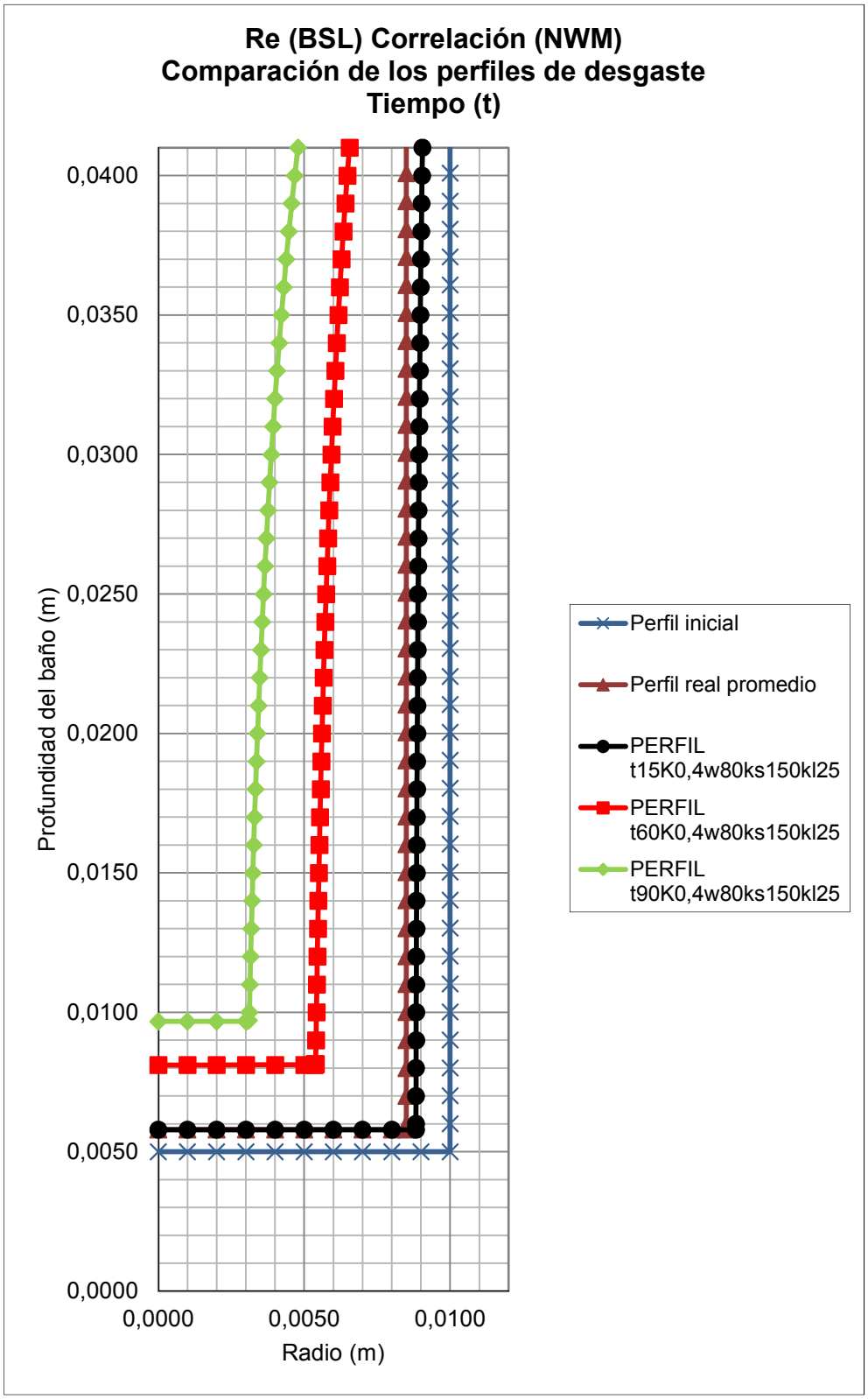

Re (WALSH) Correlación (EISENBERG)
Comparación de los perfiles de desgaste
Conductividad térmica del sólido (ks)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t90K0,4w80ks10kl25
PERFIL t90K0,4w80ks30kl25
PERFIL t90K0,4w80ks150kl25

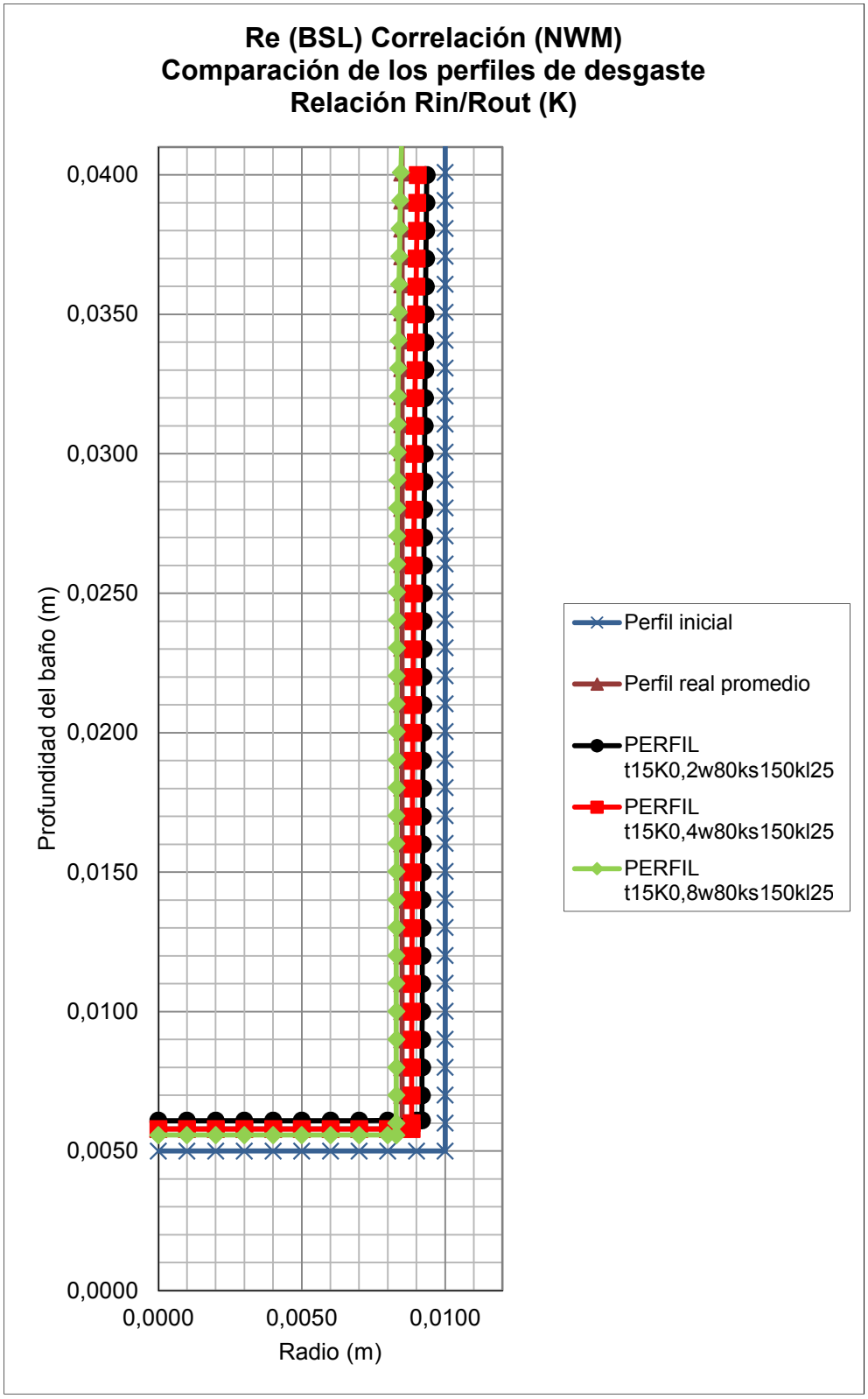

Re (WALSH) Correlación (EISENBERG)
Comparación de los perfiles de desgaste
Conductividad térmica del baño (kl)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t15K0,4w80ks150kl5
PERFIL t15K0,4w80ks150kl25
PERFIL t15K0,4w80ks150kl50

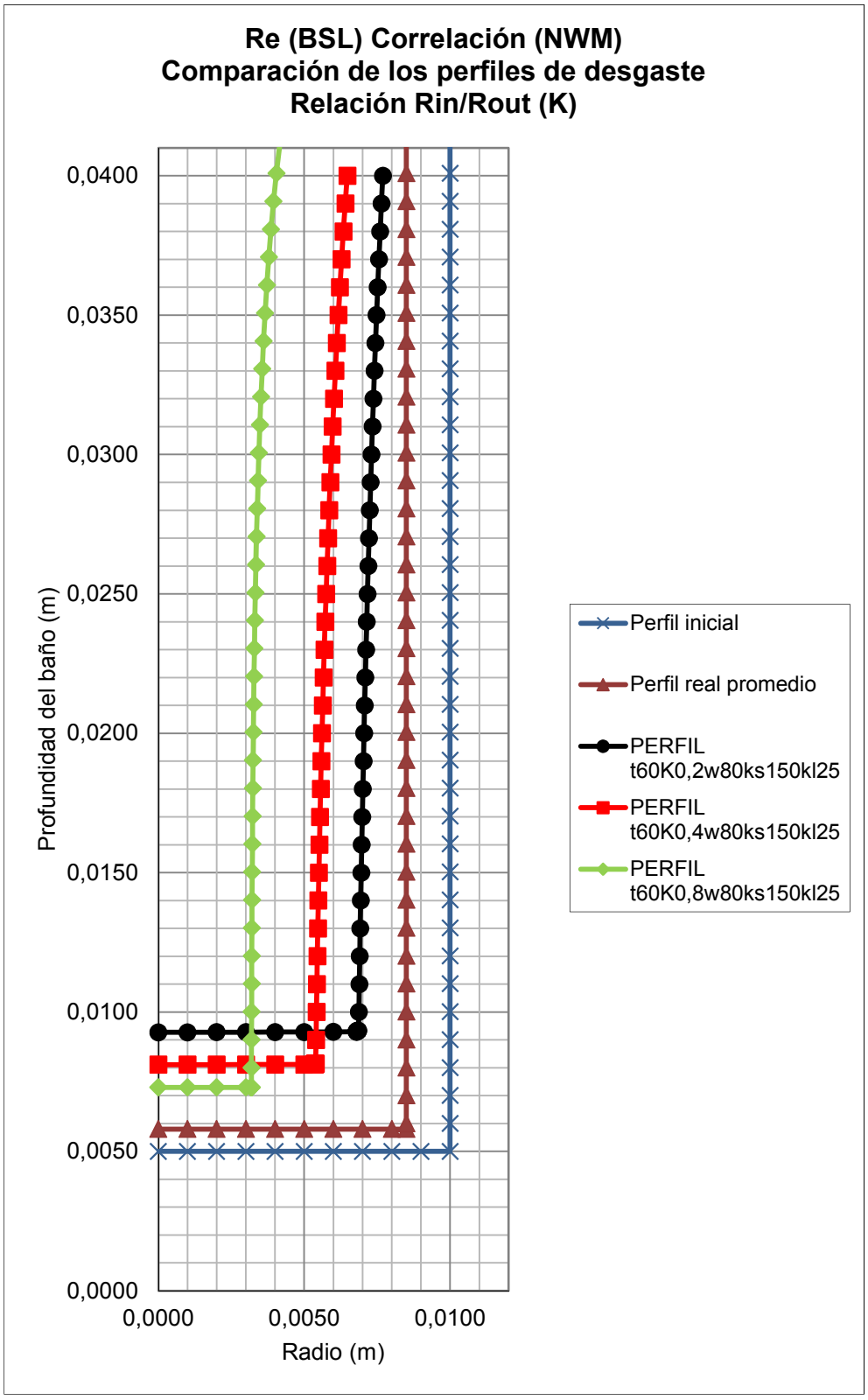

Re (WALSH) Correlación (EISENBERG)
Comparación de los perfiles de desgaste
Conductividad térmica del baño (kl)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t60K0,4w80ks150kl5
PERFIL t60K0,4w80ks150kl25
PERFIL t60K0,4w80ks150kl50

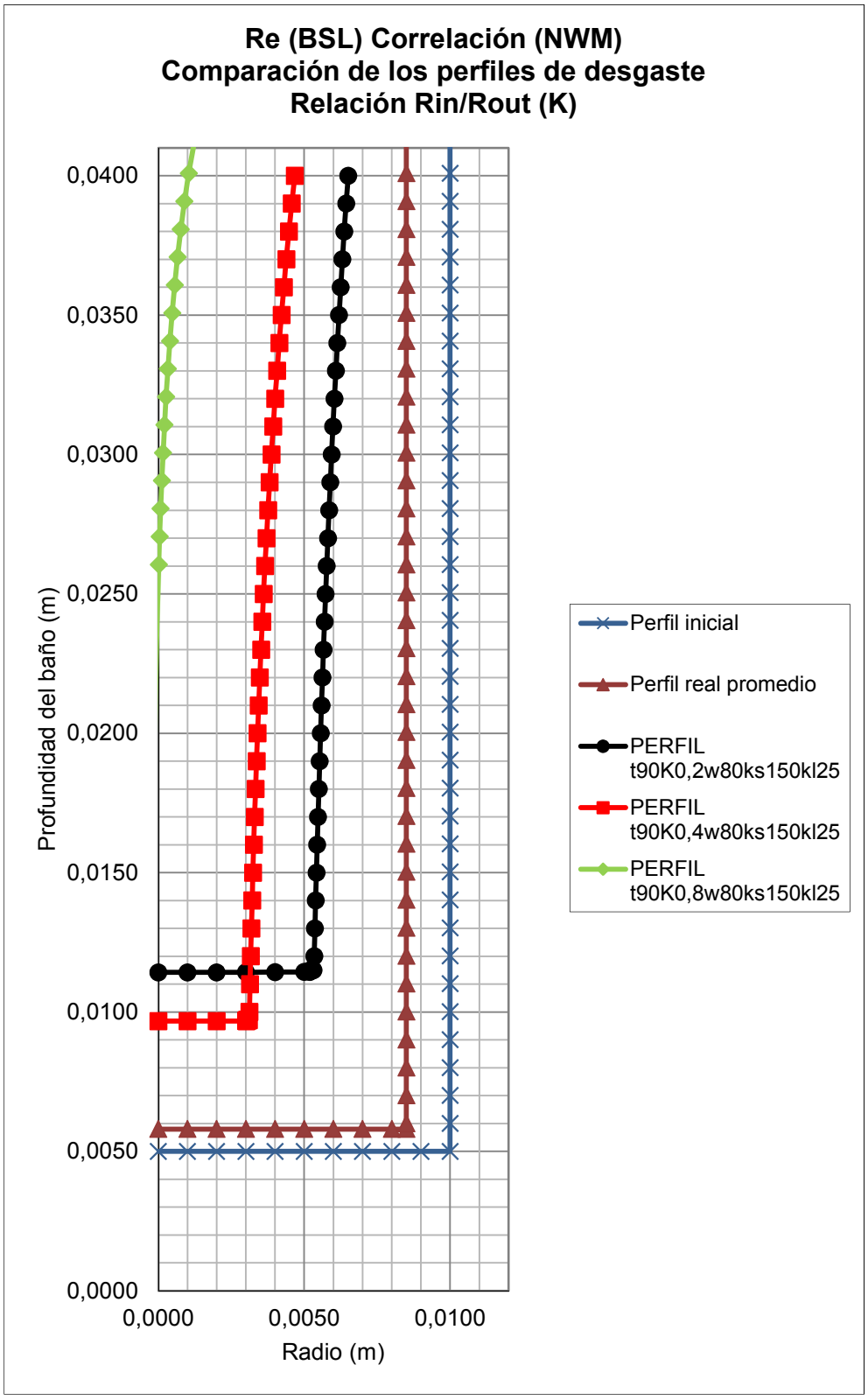

Re (WALSH) Correlación (EISENBERG)
Comparación de los perfiles de desgaste
Conductividad térmica del baño (kl)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t90K0,4w80ks150kl5
PERFIL t90K0,4w80ks150kl25
PERFIL t90K0,4w80ks150kl50

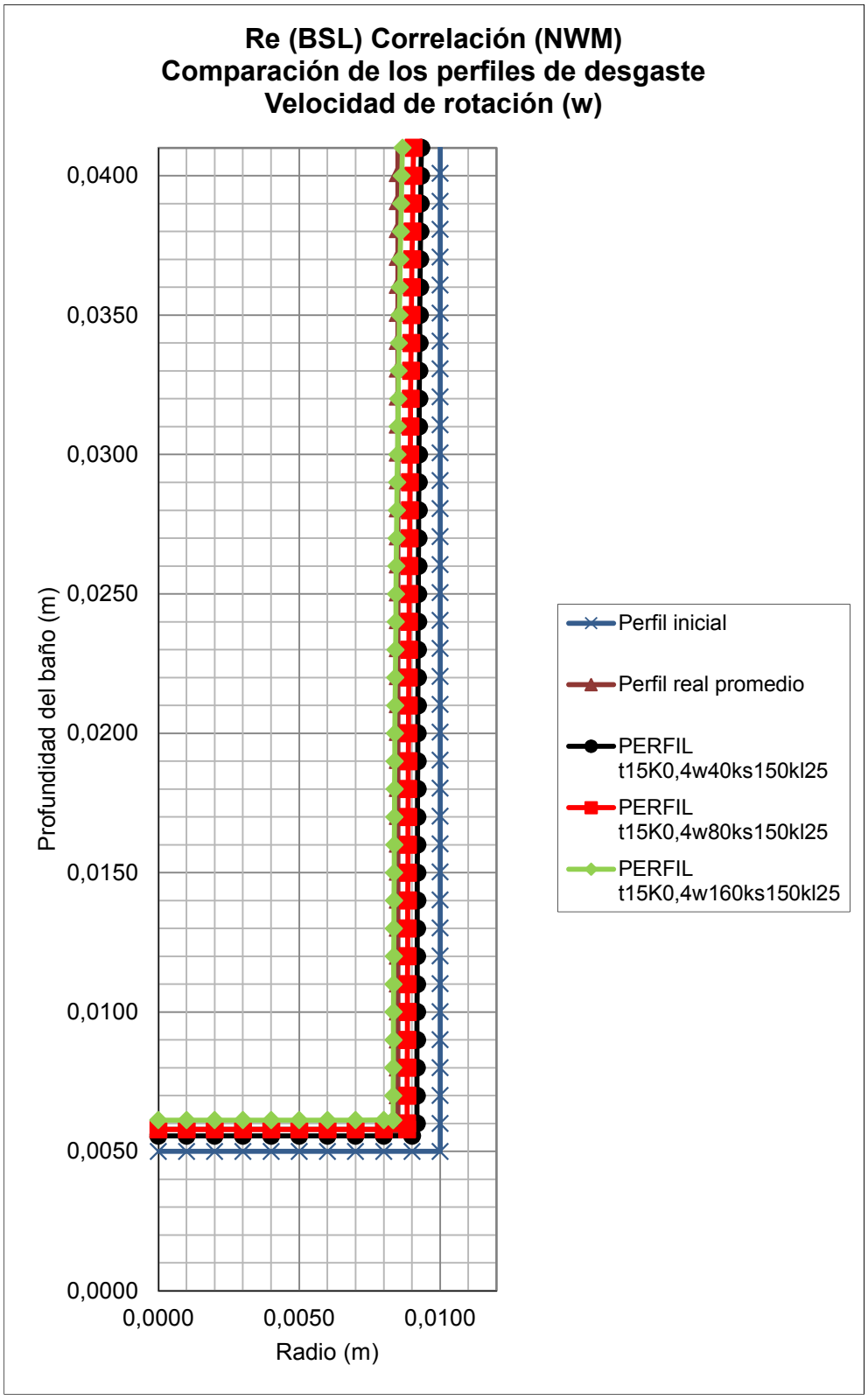
V.4.3 Resultados utilizando la correlación de transferencia de materia del Modelo de Desgaste Nodal tradicional y el número de Reynolds según Bird Stewart Lightfoot.

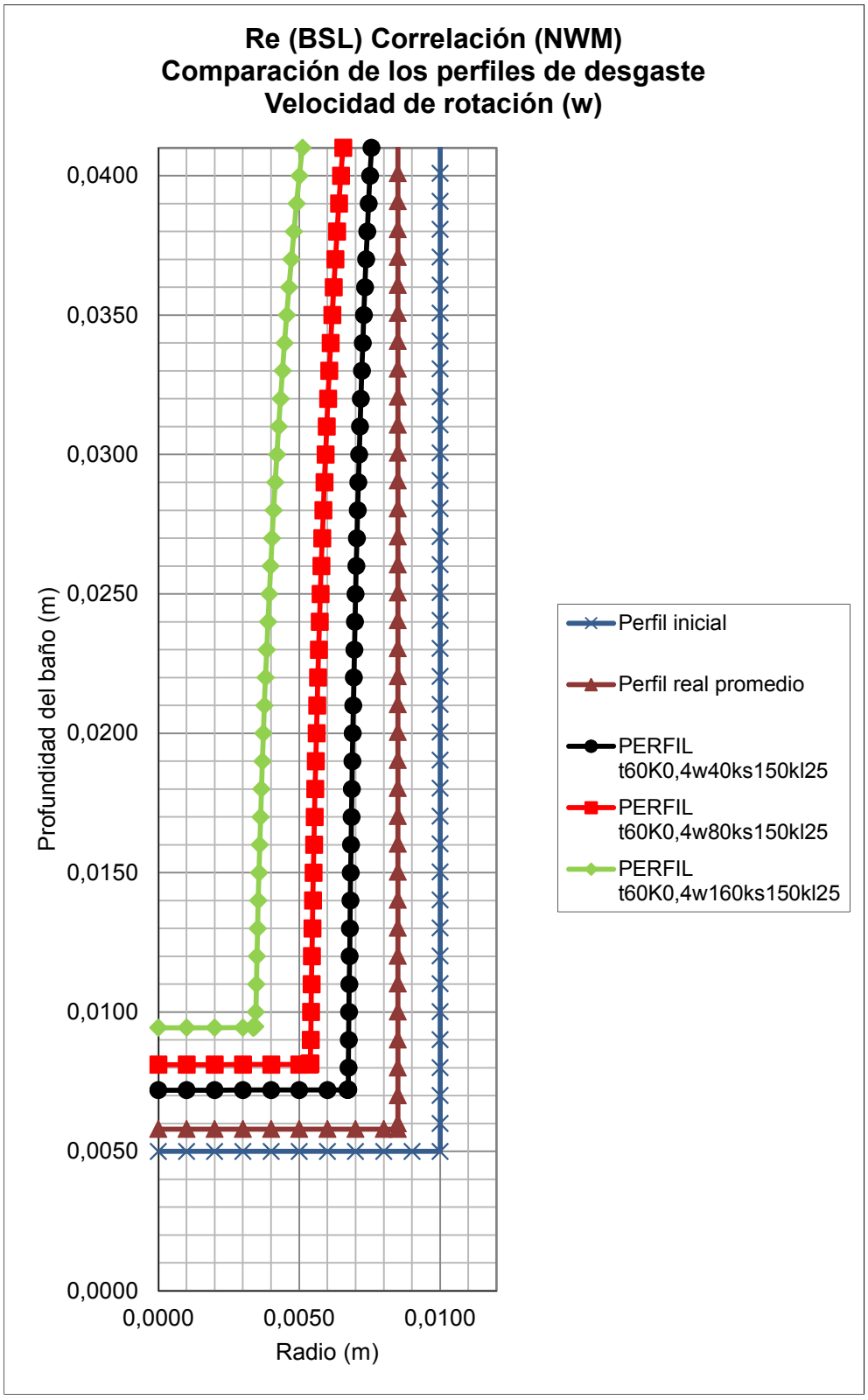


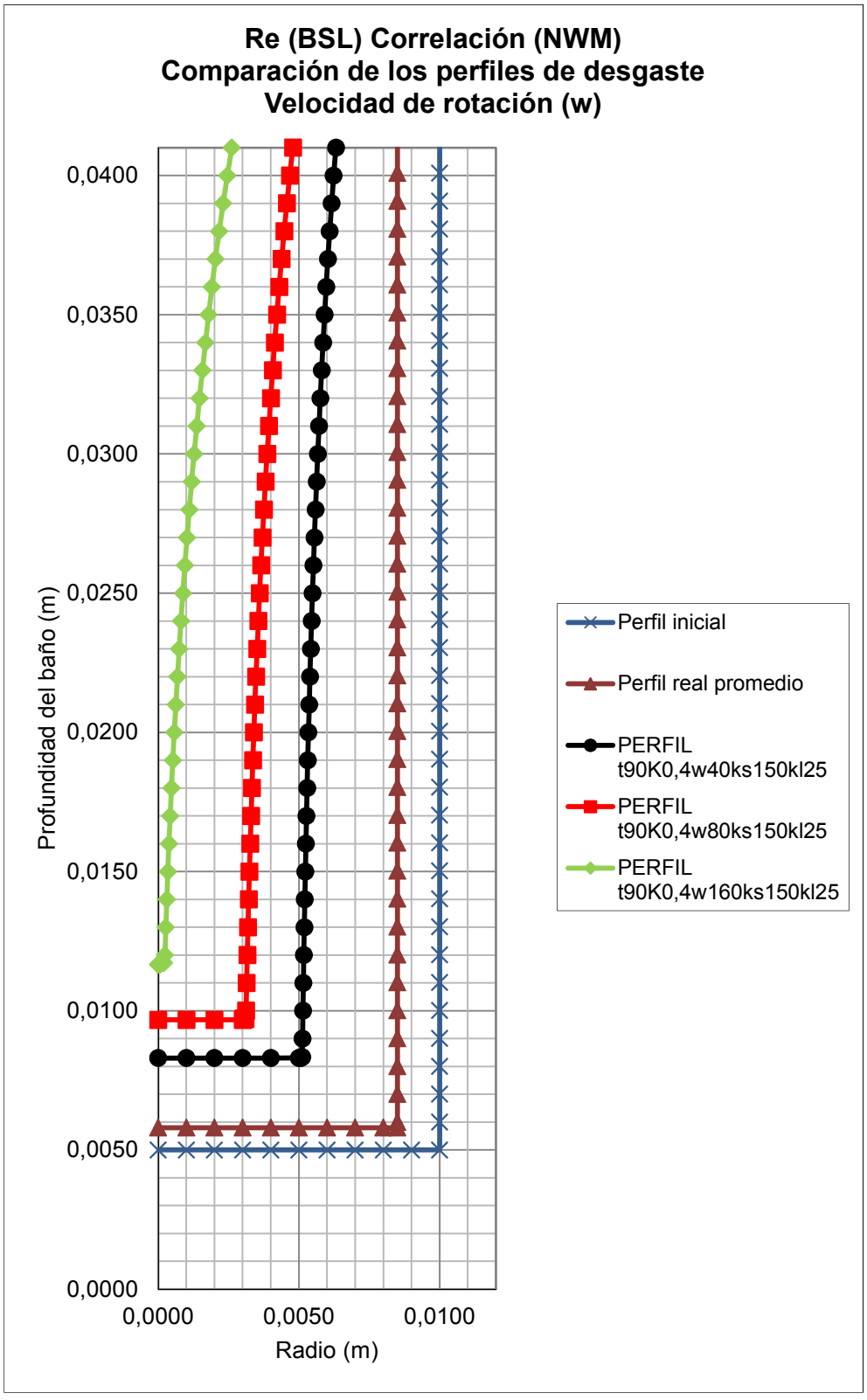

Re (BSL) Correlación (NWM)
Comparación de los perfiles de desgaste
Relación Rin/Rout (K)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t15K0,2w80ks150kl25
PERFIL t15K0,4w80ks150kl25
PERFIL t15K0,8w80ks150kl25

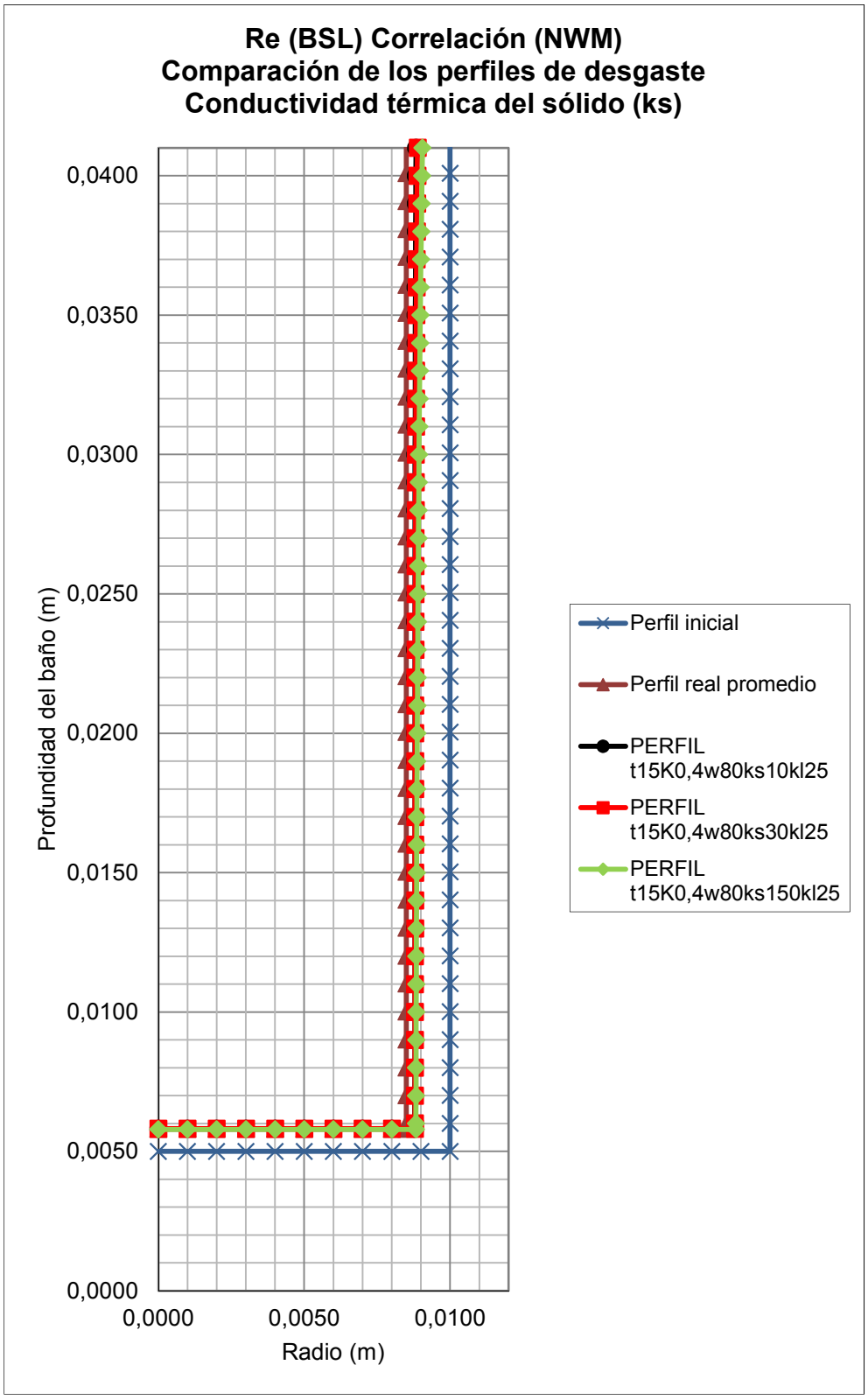

Re (BSL) Correlación (NWM)
Comparación de los perfiles de desgaste
Relación Rin/Rout (K)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t60K0,2w80ks150kl25
PERFIL t60K0,4w80ks150kl25
PERFIL t60K0,8w80ks150kl25

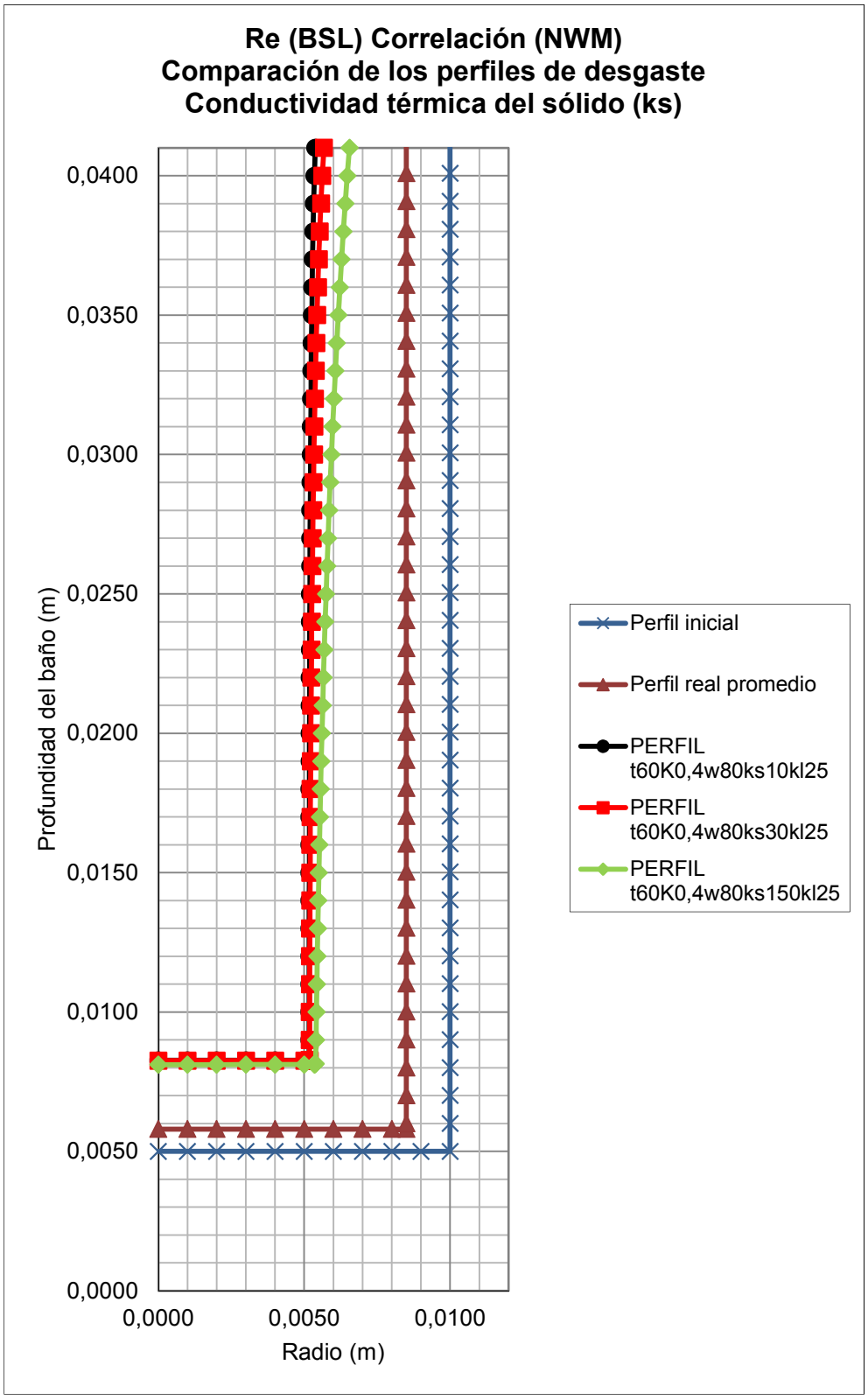

Re (BSL) Correlación (NWM)
Comparación de los perfiles de desgaste
Relación Rin/Rout (K)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t90K0,2w80ks150kl25
PERFIL t90K0,4w80ks150kl25
PERFIL t90K0,8w80ks150kl25

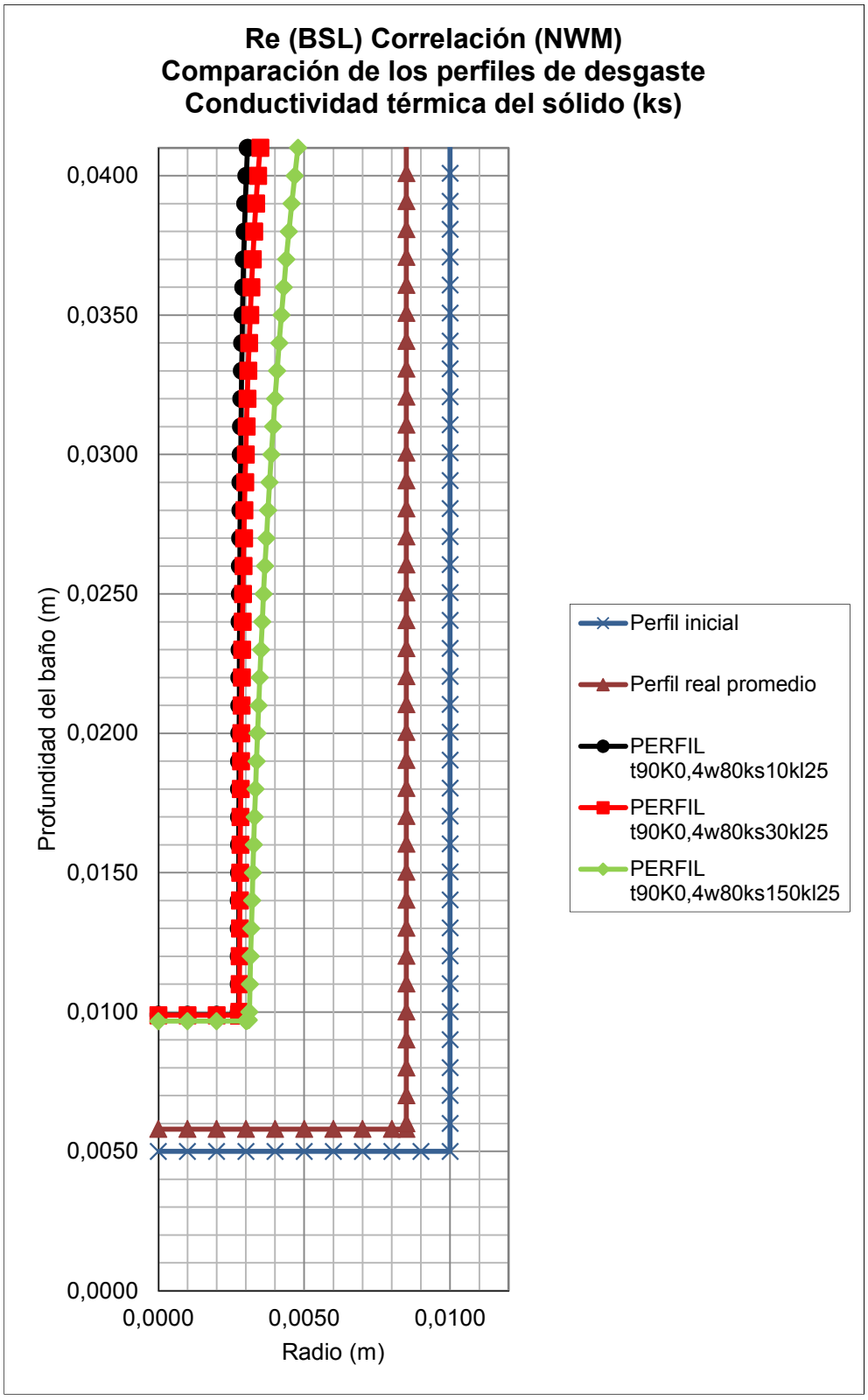

Re (BSL) Correlación (NWM)
Comparación de los perfiles de desgaste
Velocidad de rotación (w)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t15K0,4w40ks150kl25
PERFIL t15K0,4w80ks150kl25
PERFIL t15K0,4w160ks150kl25

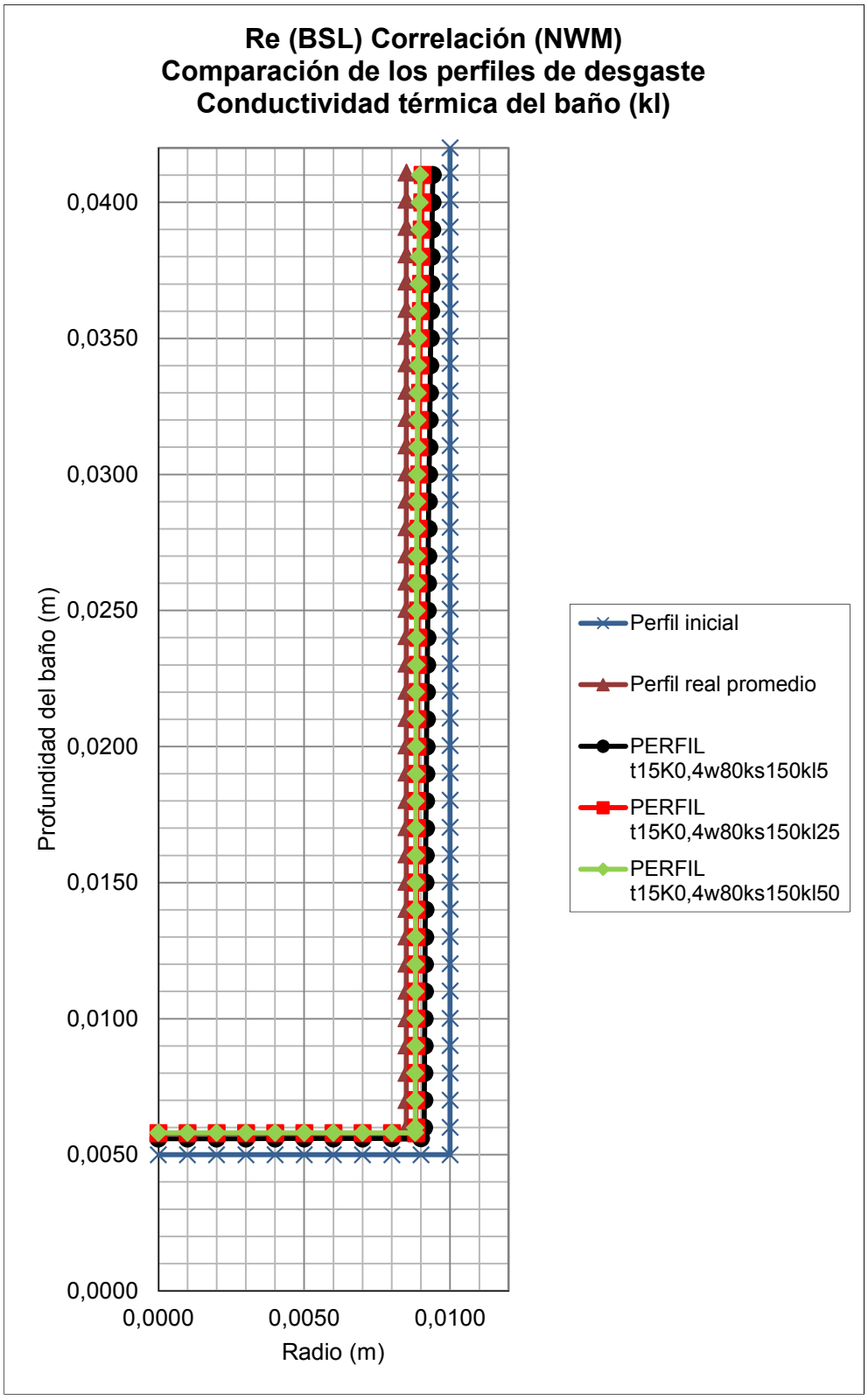

Re (BSL) Correlación (NWM)
Comparación de los perfiles de desgaste
Velocidad de rotación (w)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t60K0,4w40ks150kl25
PERFIL t60K0,4w80ks150kl25
PERFIL t60K0,4w160ks150kl25

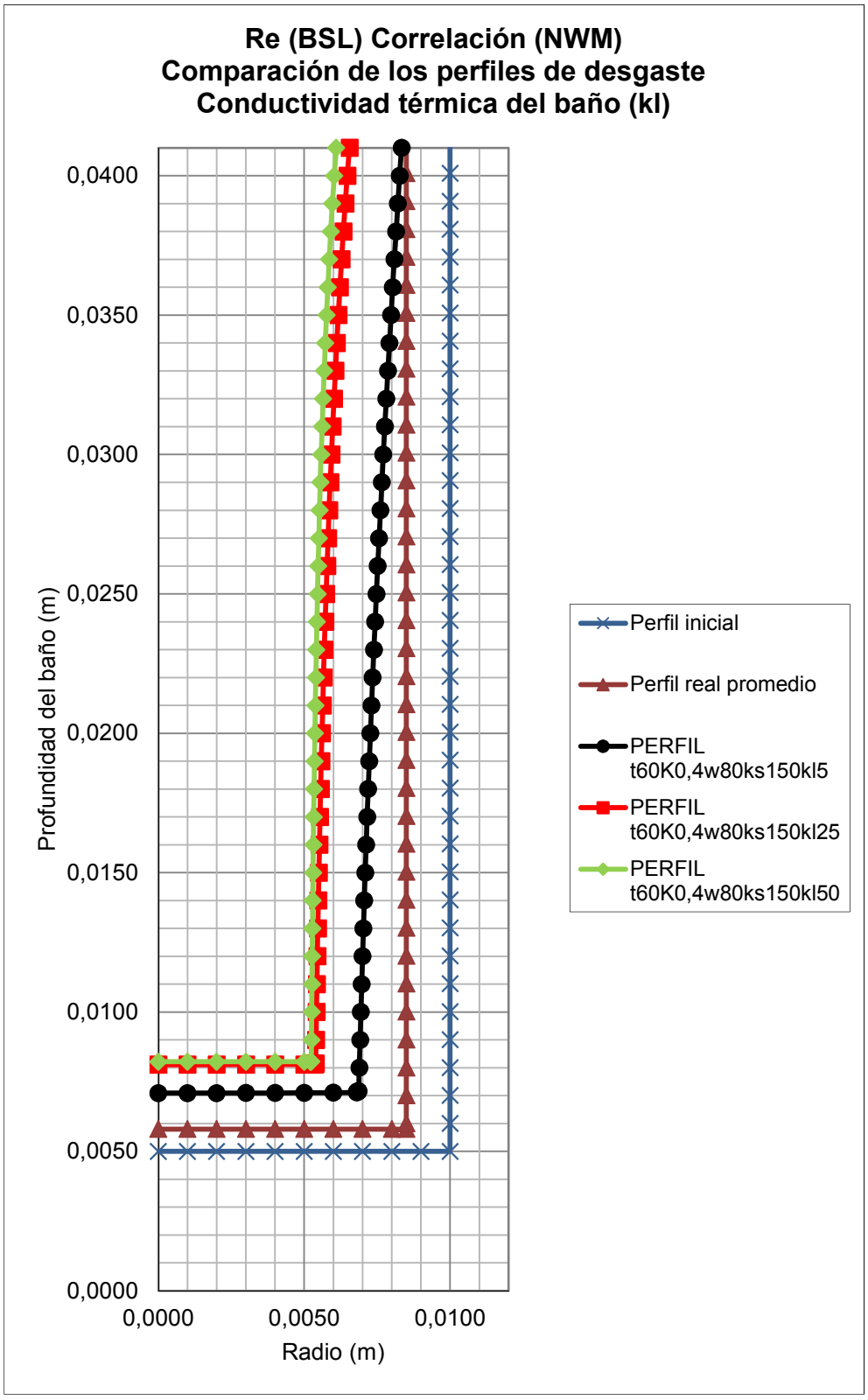

Re (BSL) Correlación (NWM)
Comparación de los perfiles de desgaste
Velocidad de rotación (w)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t90K0,4w40ks150kl25
PERFIL t90K0,4w80ks150kl25
PERFIL t90K0,4w160ks150kl25

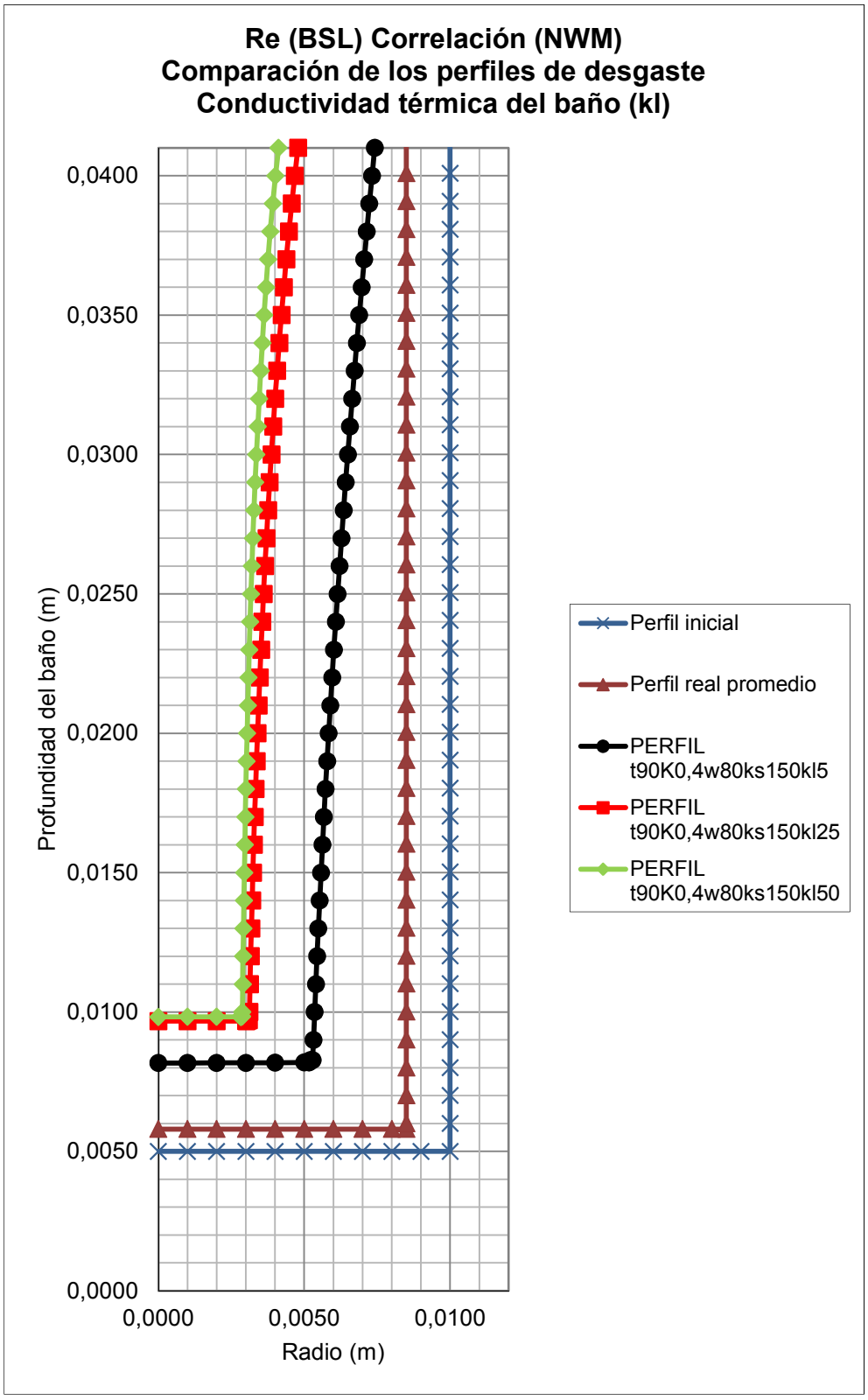

Re (BSL) Correlación (NWM)
Comparación de los perfiles de desgaste
Conductividad térmica del sólido (ks)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t15K0,4w80ks10kl25
PERFIL t15K0,4w80ks30kl25
PERFIL t15K0,4w80ks150kl25


Re (BSL) Correlación (NWM)
Comparación de los perfiles de desgaste
Conductividad térmica del sólido (ks)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t60K0,4w80ks10kl25
PERFIL t60K0,4w80ks30kl25
PERFIL t60K0,4w80ks150kl25

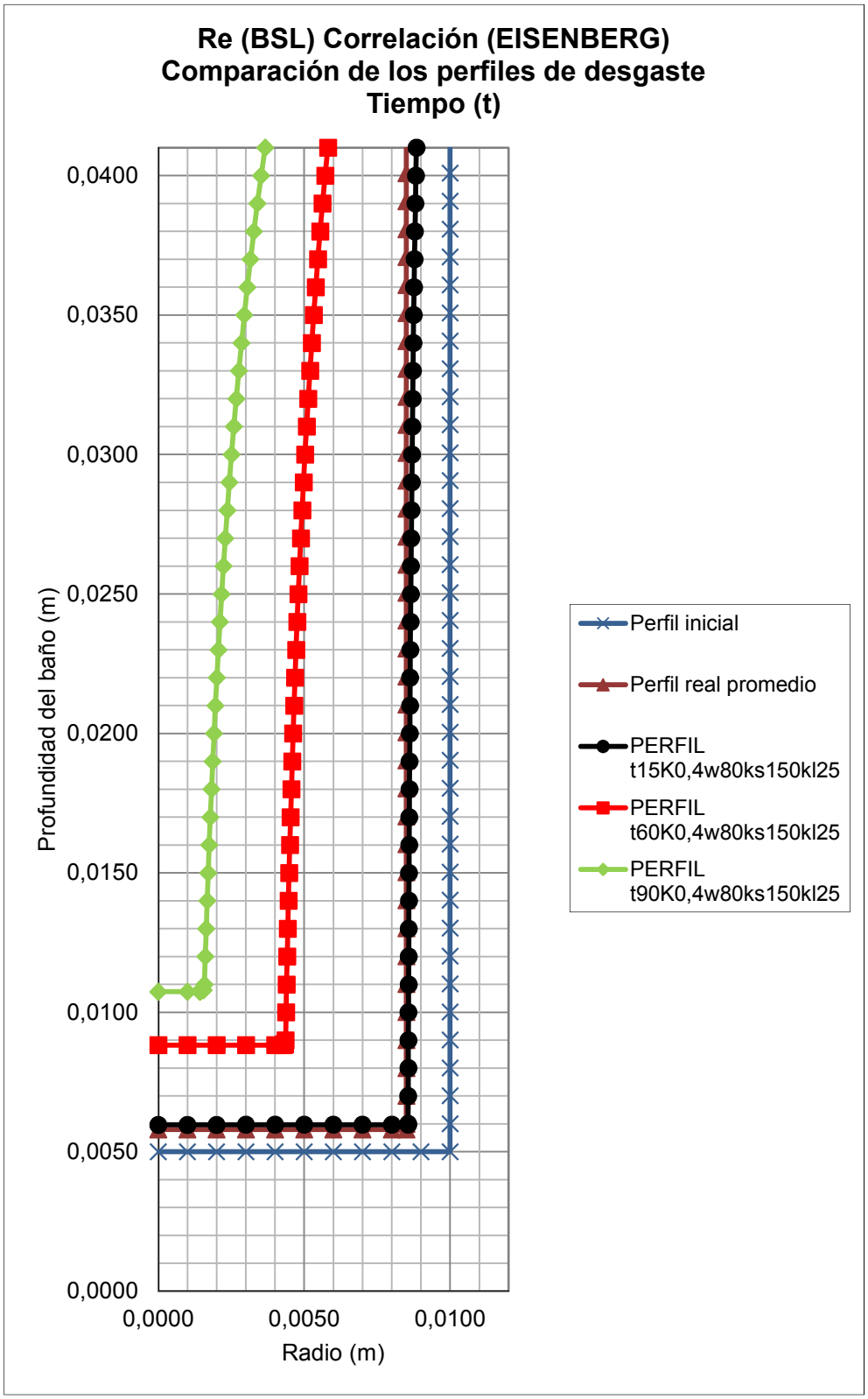

Re (BSL) Correlación (NWM)
Comparación de los perfiles de desgaste
Conductividad térmica del sólido (ks)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t90K0,4w80ks10kl25
PERFIL t90K0,4w80ks30kl25
PERFIL t90K0,4w80ks150kl25

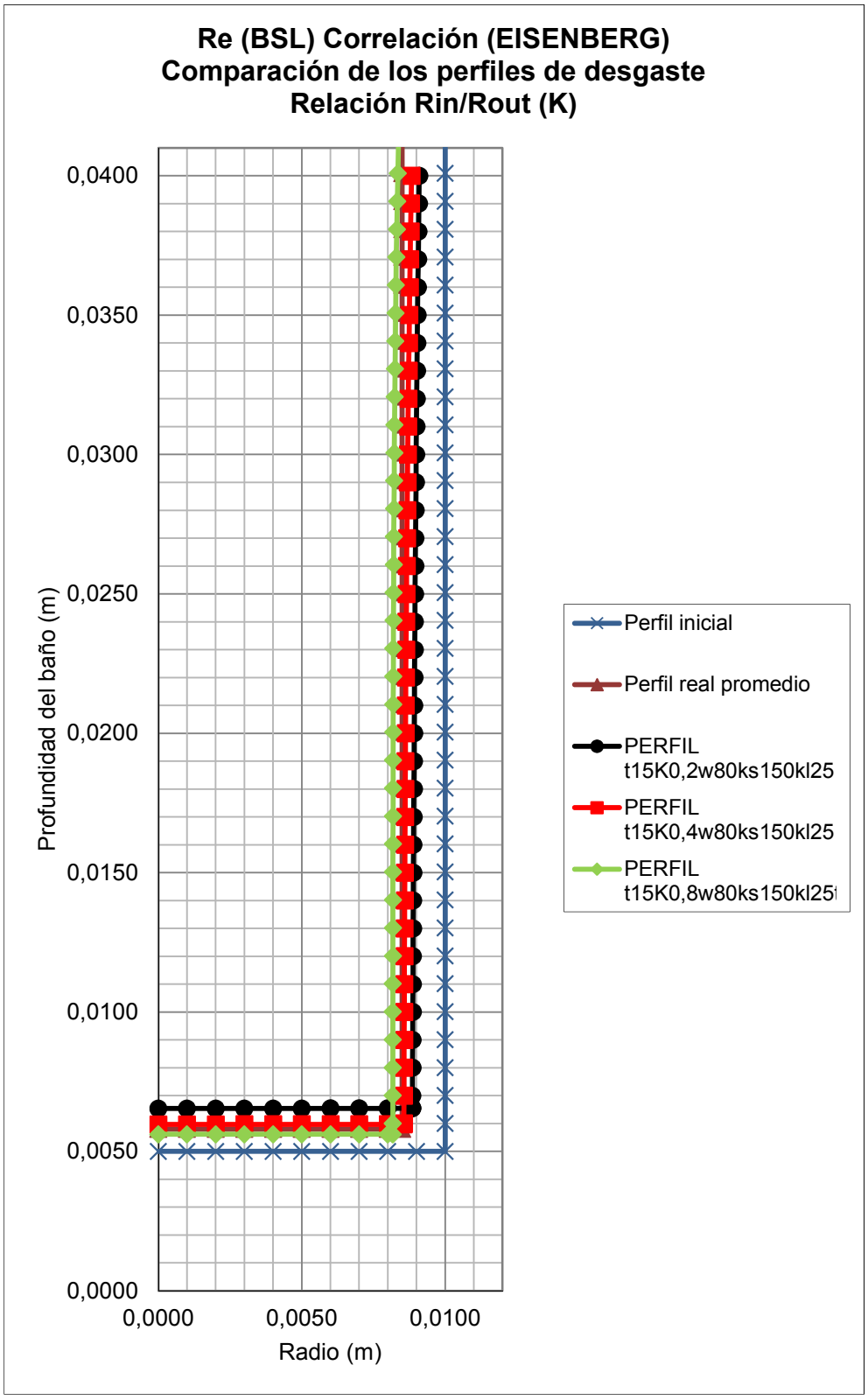

Re (BSL) Correlación (NWM)
Comparación de los perfiles de desgaste
Conductividad térmica del baño (kl)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t15K0,4w80ks150kl5
PERFIL t15K0,4w80ks150kl25
PERFIL t15K0,4w80ks150kl50

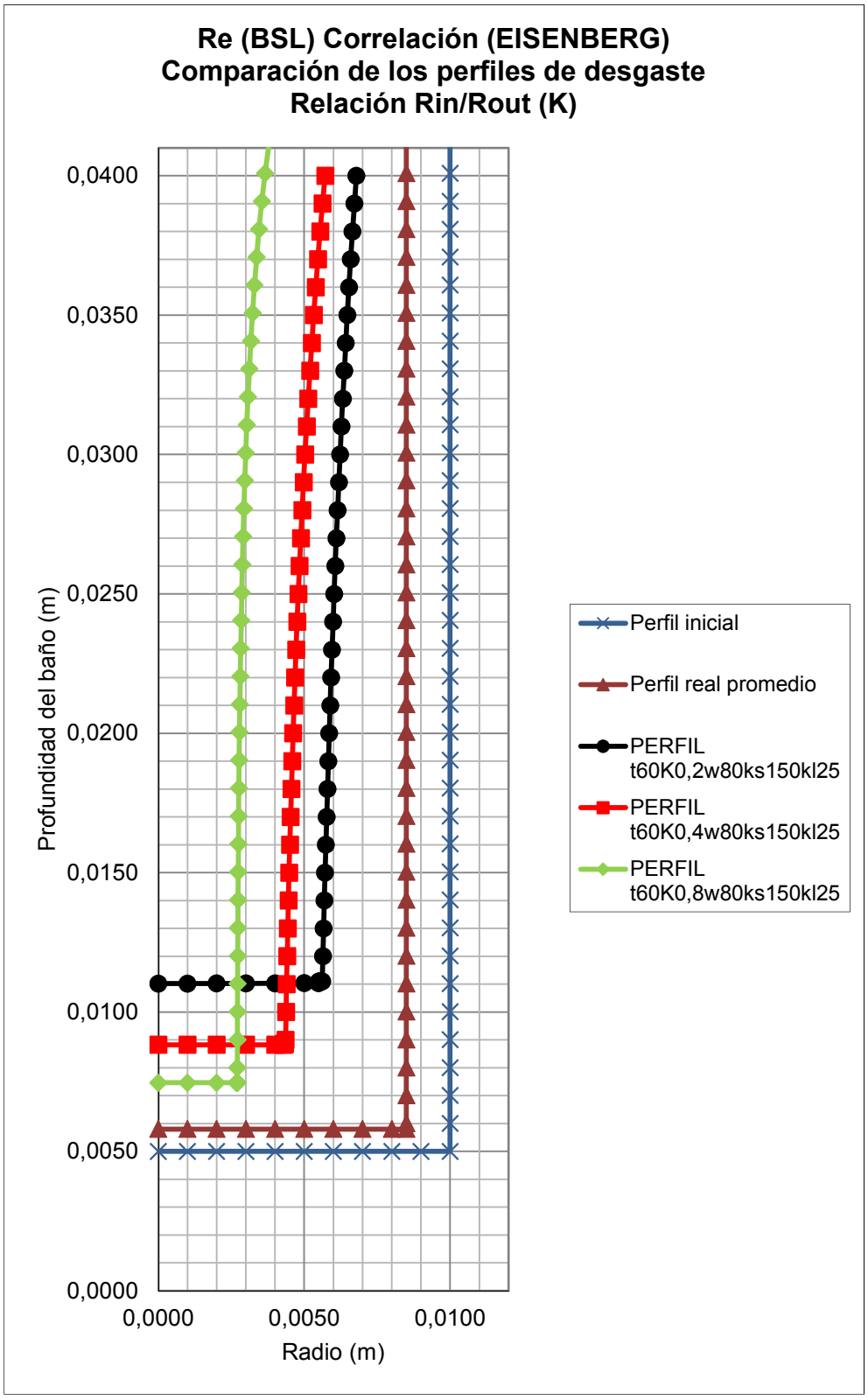

Re (BSL) Correlación (NWM)
Comparación de los perfiles de desgaste
Conductividad térmica del baño (kl)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t60K0,4w80ks150kl5
PERFIL t60K0,4w80ks150kl25
PERFIL t60K0,4w80ks150kl50

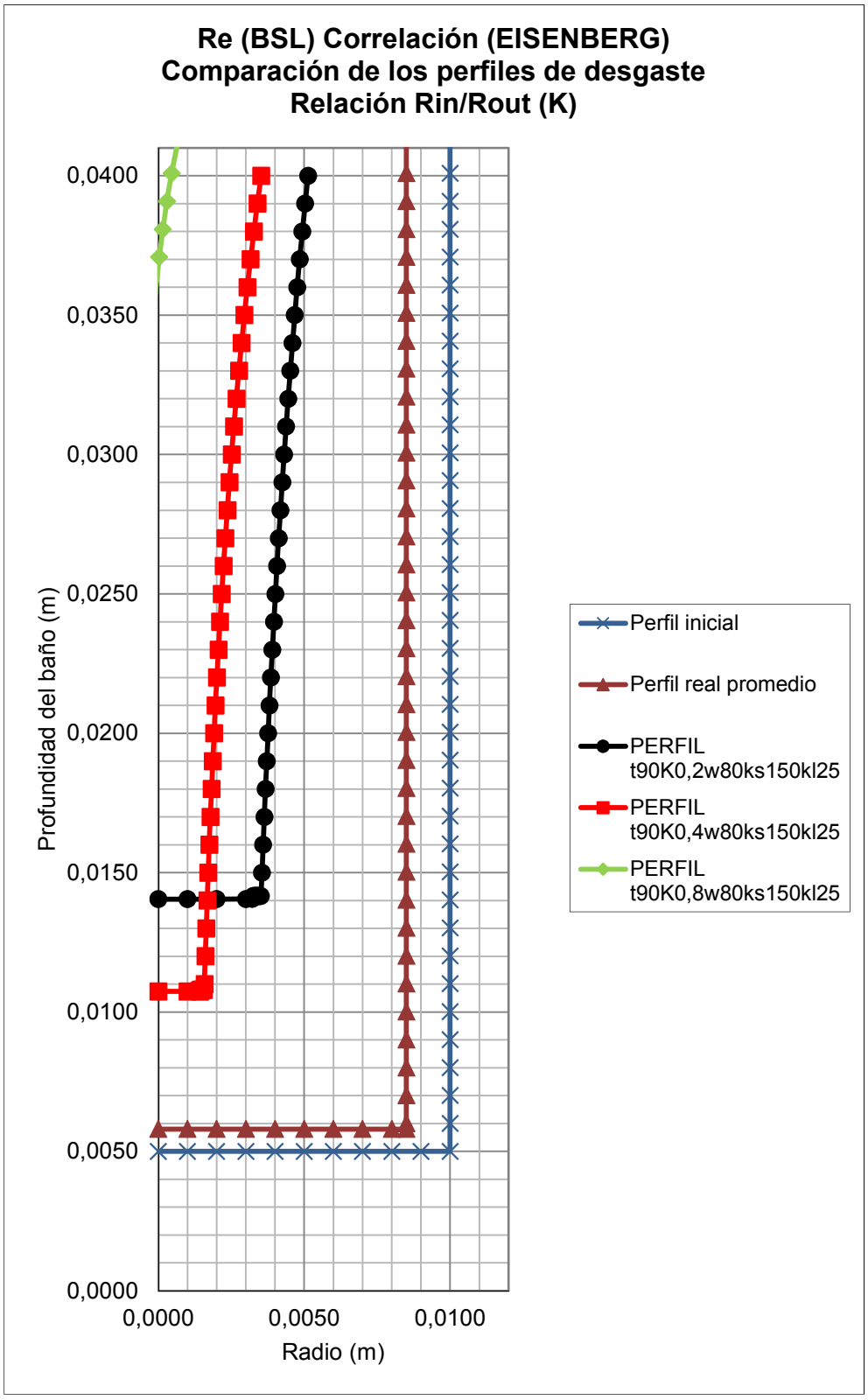

Re (BSL) Correlación (NWM)
Comparación de los perfiles de desgaste
Conductividad térmica del baño (kl)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t90K0,4w80ks150kl5
PERFIL t90K0,4w80ks150kl25
PERFIL t90K0,4w80ks150kl50

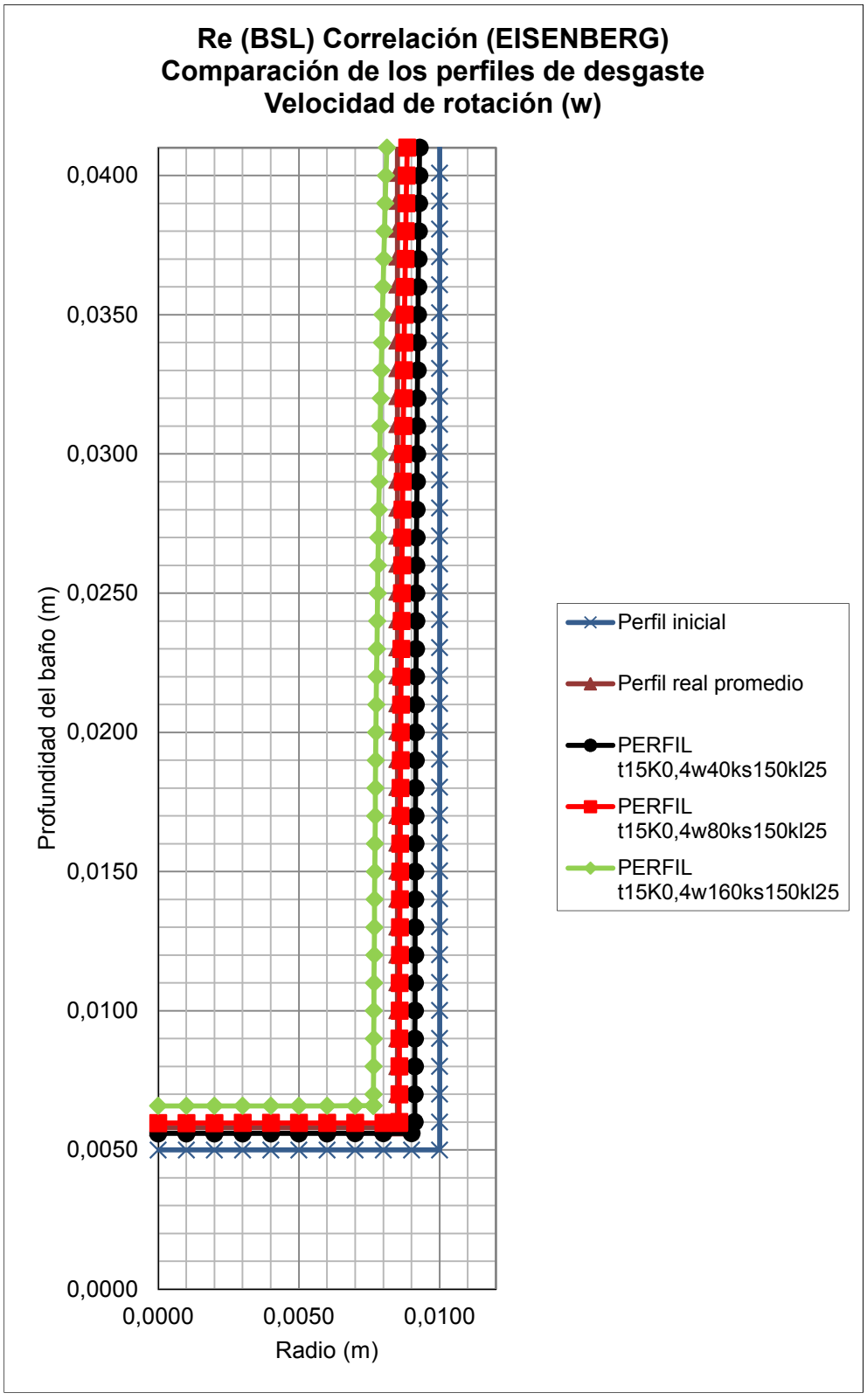
V.4.4 Resultados utilizando la correlación de transferencia de materia de Eisenberg y el número de Reynolds según Bird Stewart Lightfoot.

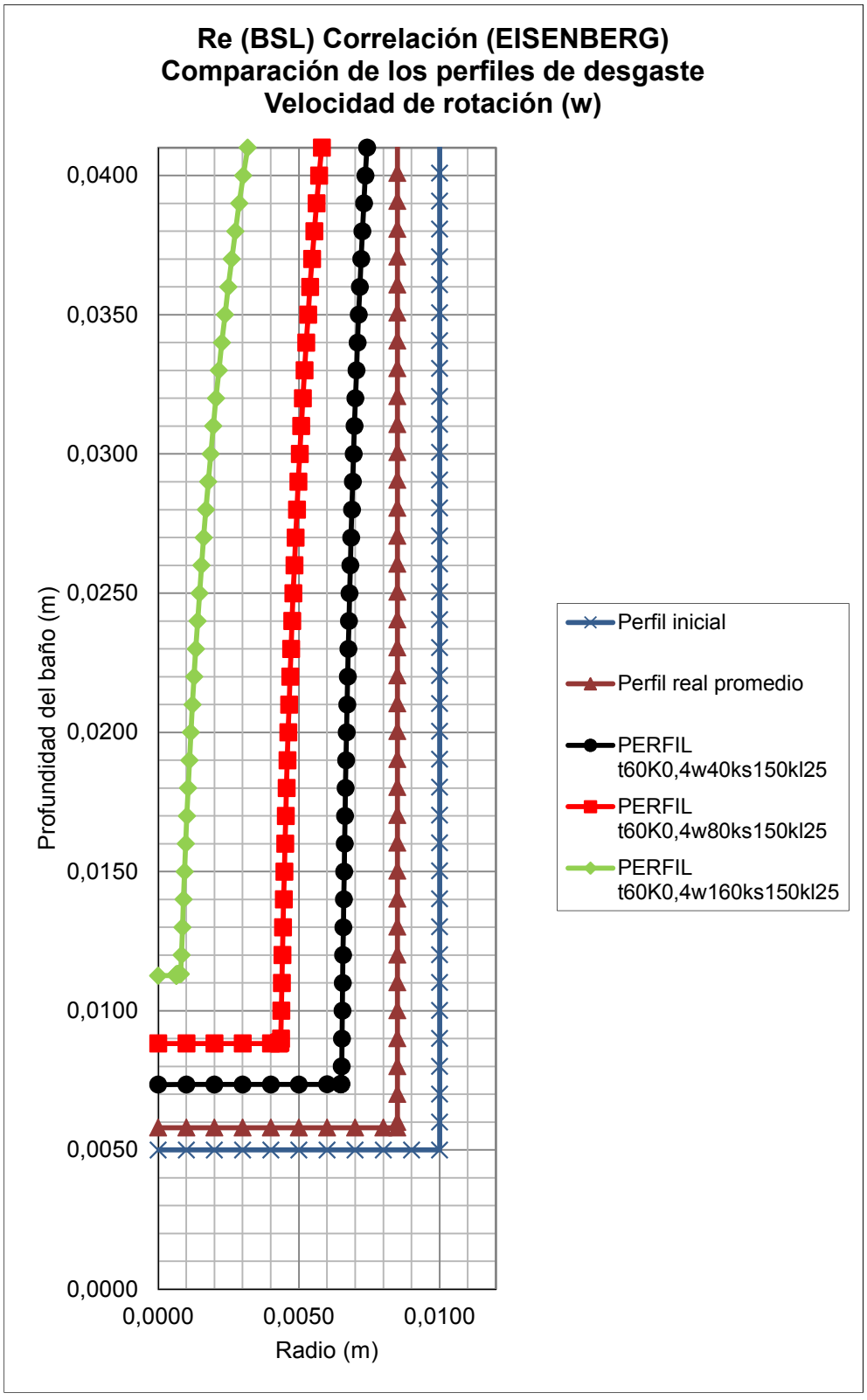


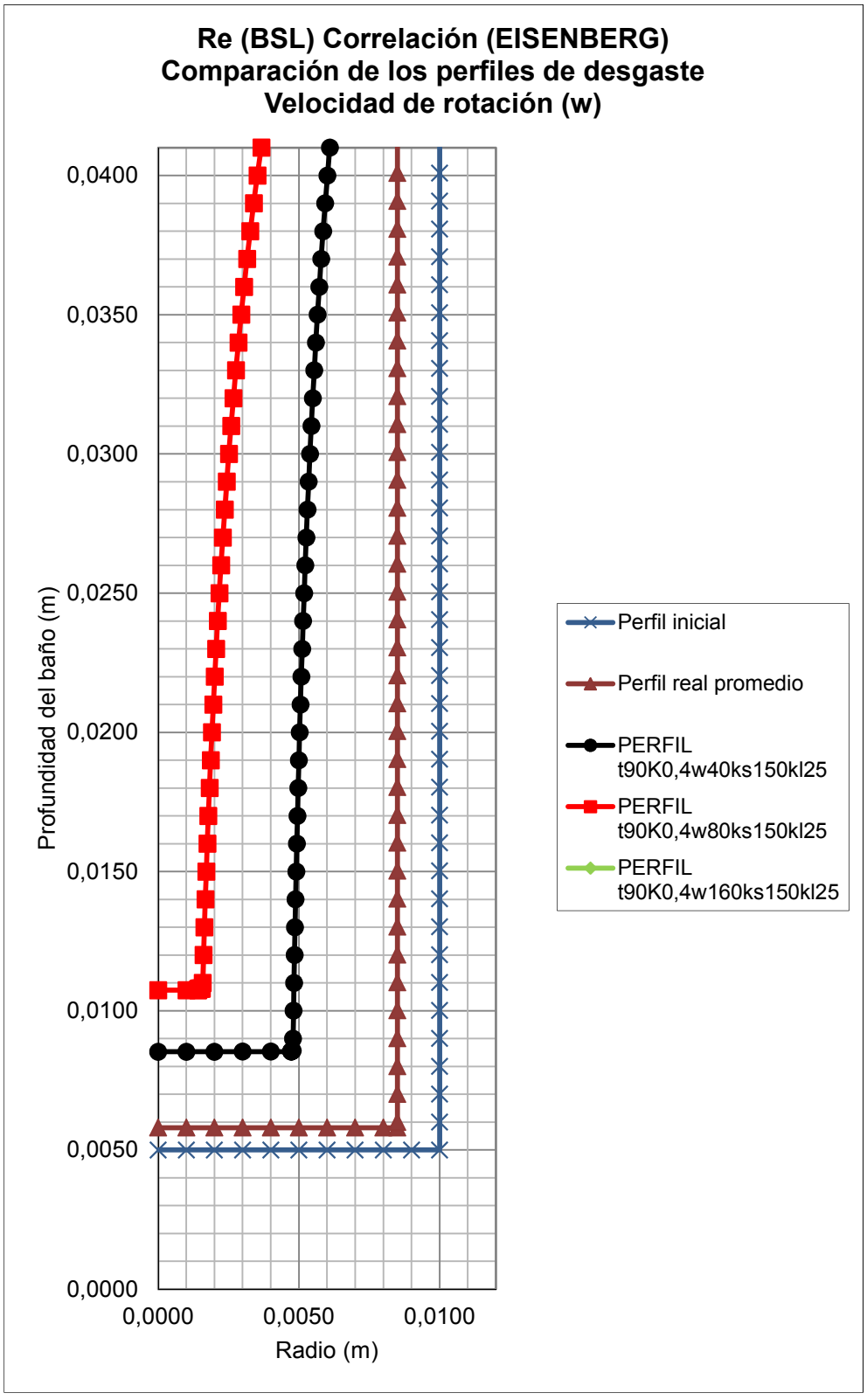

Re (BSL) Correlación (EISENBERG)
Comparación de los perfiles de desgaste
Relación Rin/Rout (K)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t15K0,2w80ks150kl25
PERFIL t15K0,4w80ks150kl25
PERFIL t15K0,8w80ks150kl25

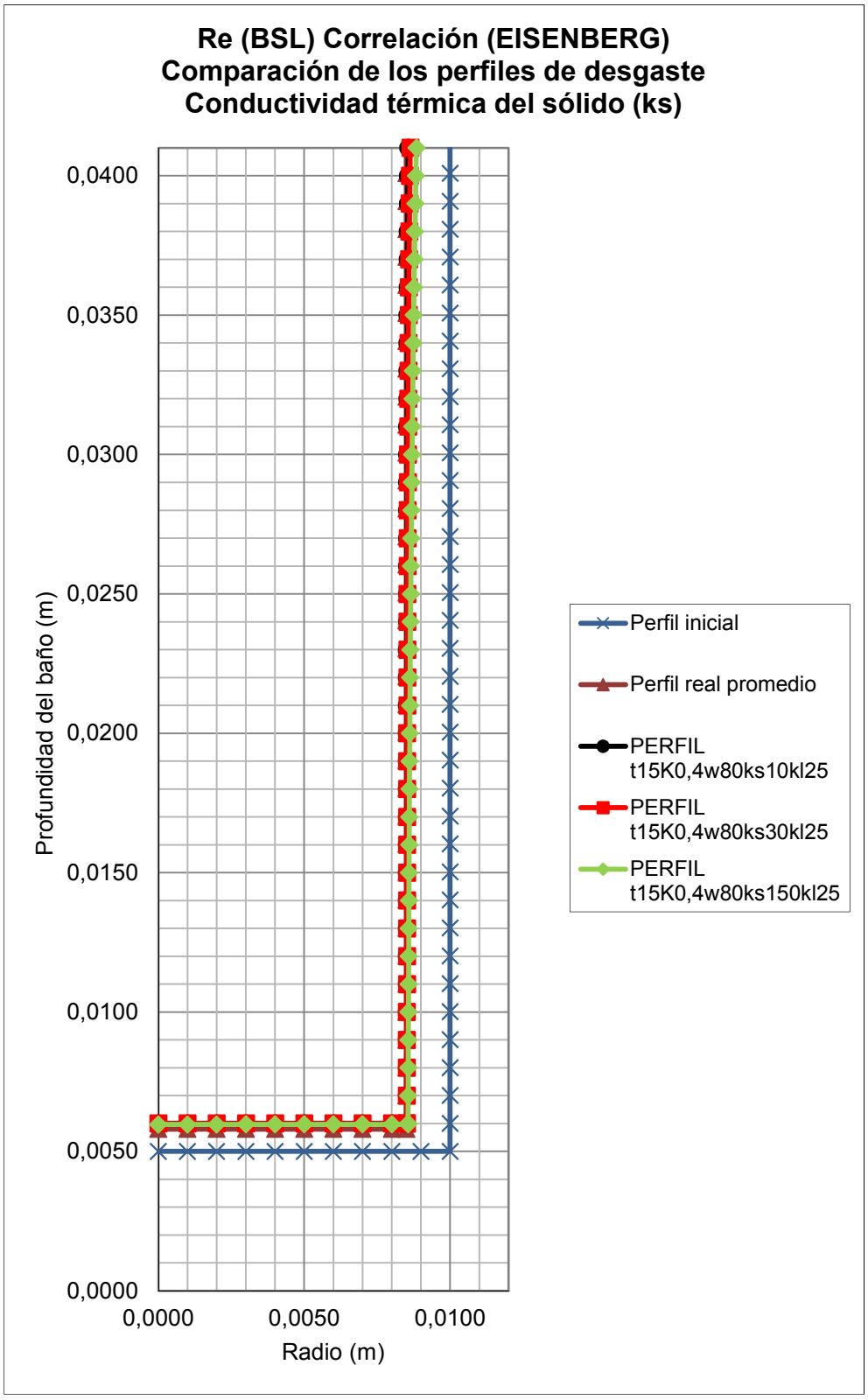

Re (BSL) Correlación (EISENBERG)
Comparación de los perfiles de desgaste
Relación Rin/Rout (K)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t60K0,2w80ks150kl25
PERFIL t60K0,4w80ks150kl25
PERFIL t60K0,8w80ks150kl25

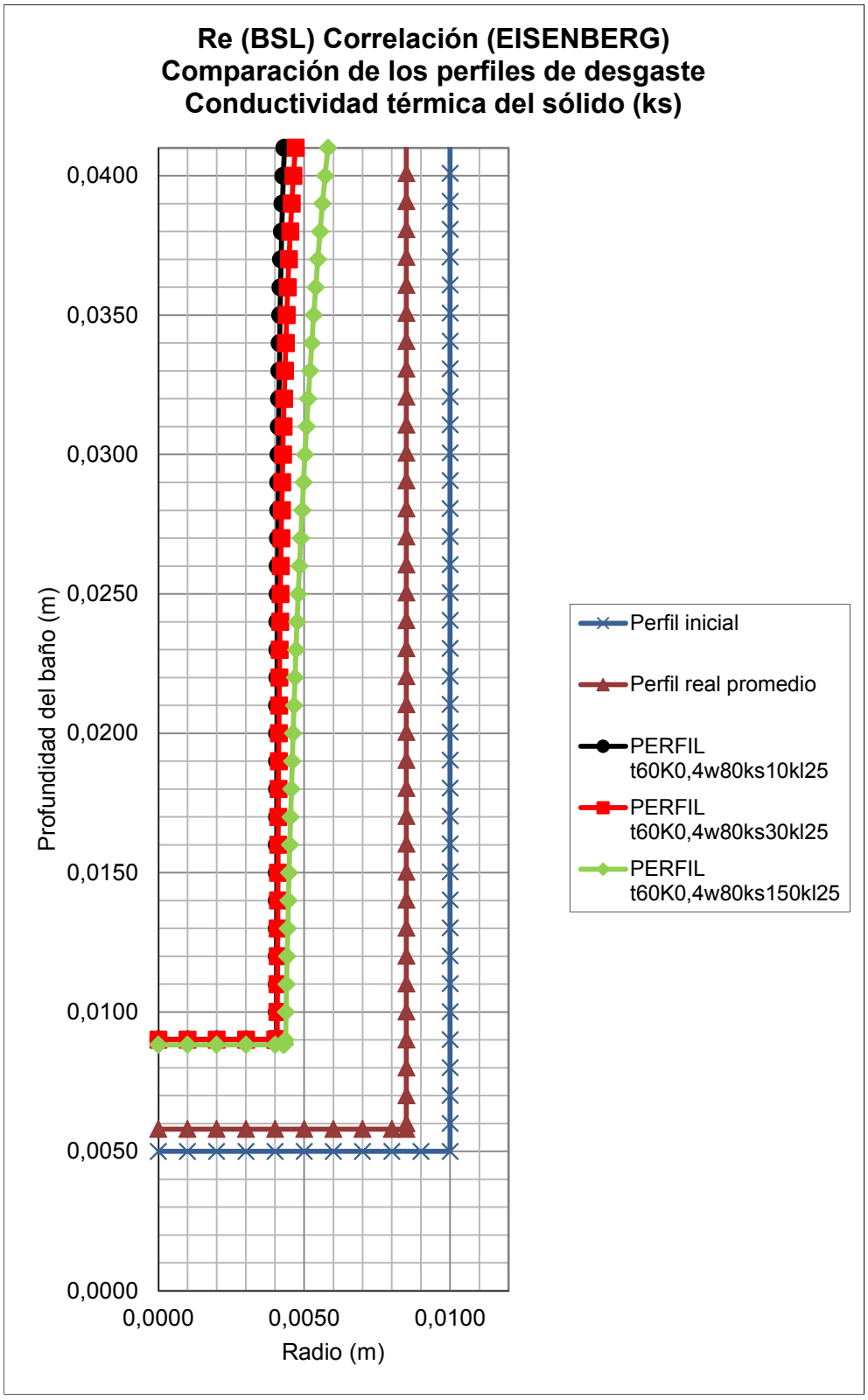

Re (BSL) Correlación (EISENBERG)
Comparación de los perfiles de desgaste
Relación Rin/Rout (K)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t90K0,2w80ks150kl25
PERFIL t90K0,4w80ks150kl25
PERFIL t90K0,8w80ks150kl25

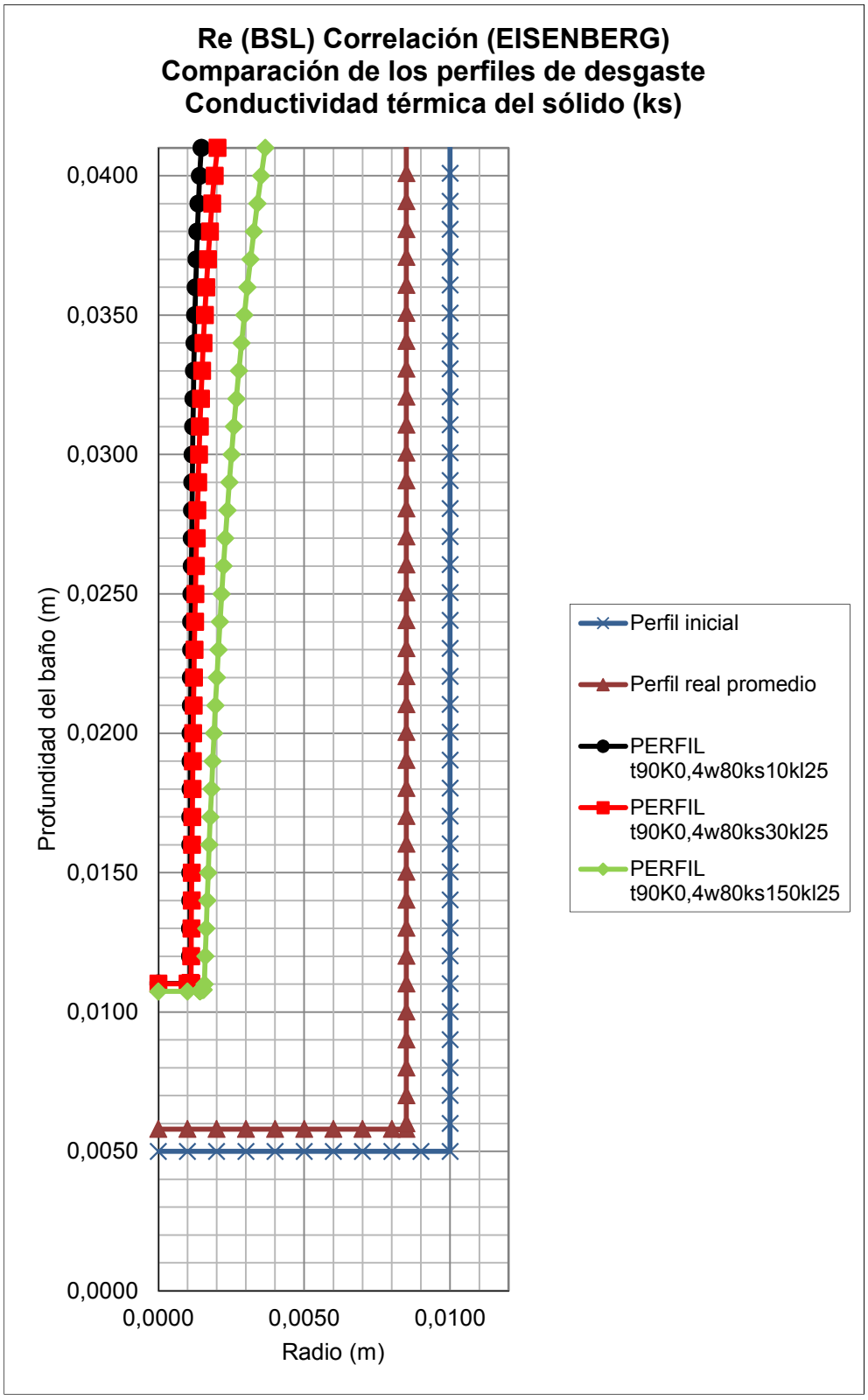

Re (BSL) Correlación (EISENBERG)
Comparación de los perfiles de desgaste
Velocidad de rotación (w)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t15K0,4w40ks150kl25
PERFIL t15K0,4w80ks150kl25
PERFIL t15K0,4w160ks150kl25

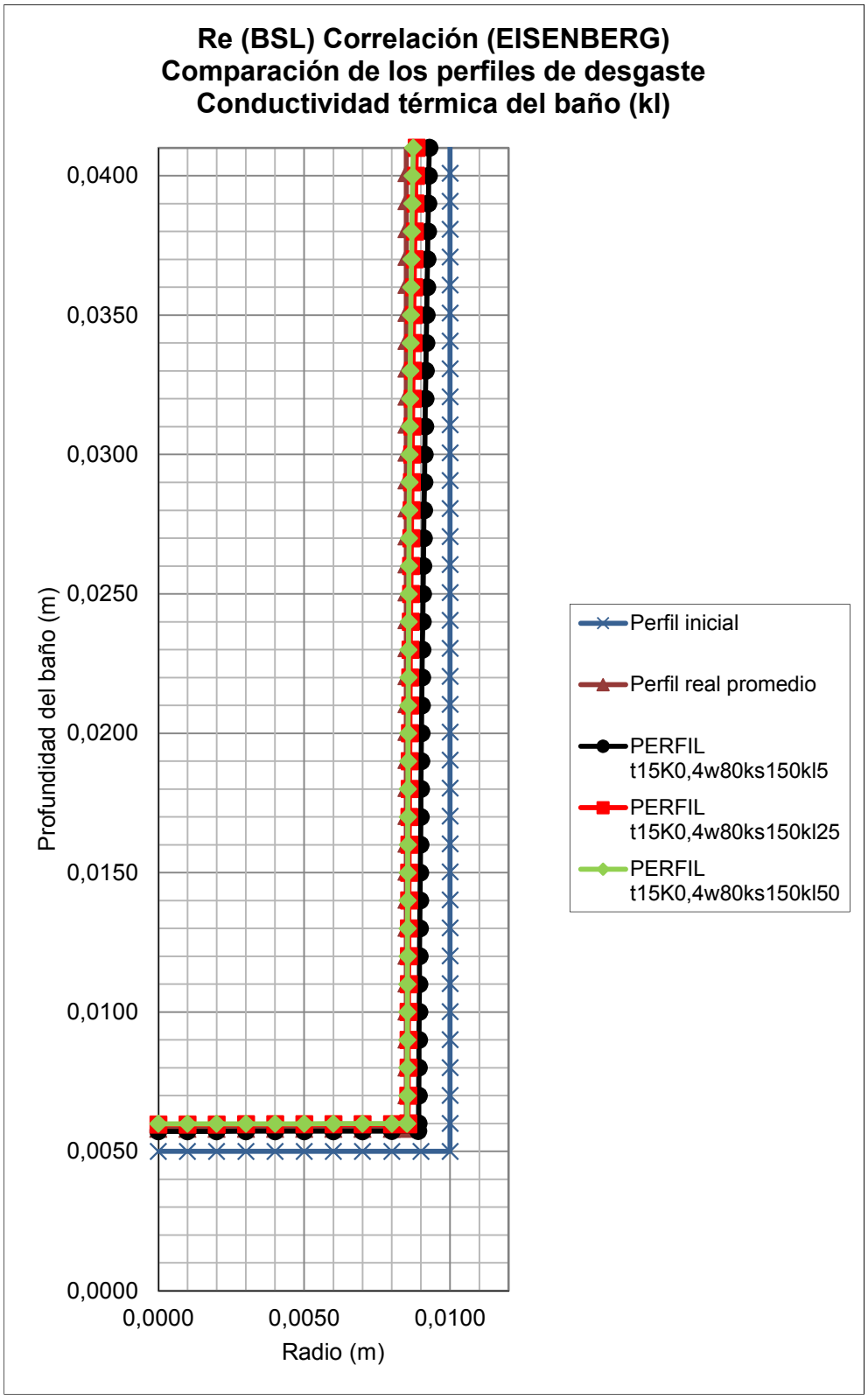

Re (BSL) Correlación (EISENBERG)
Comparación de los perfiles de desgaste
Velocidad de rotación (w)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t60K0,4w40ks150kl25
PERFIL t60K0,4w80ks150kl25
PERFIL t60K0,4w160ks150kl25

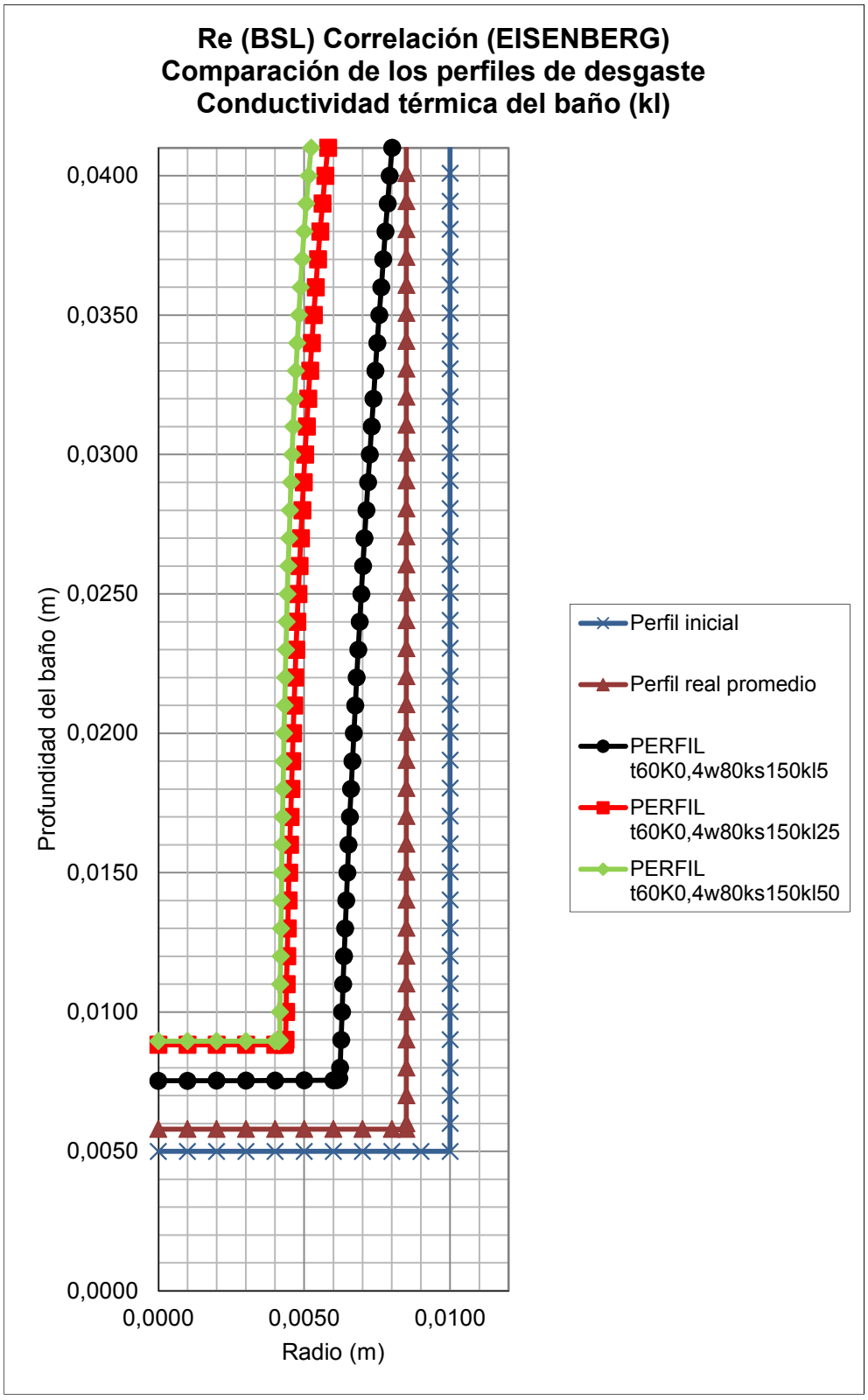

Re (BSL) Correlación (EISENBERG)
Comparación de los perfiles de desgaste
Velocidad de rotación (w)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t90K0,4w40ks150kl25
PERFIL t90K0,4w80ks150kl25
PERFIL t90K0,4w160ks150kl25

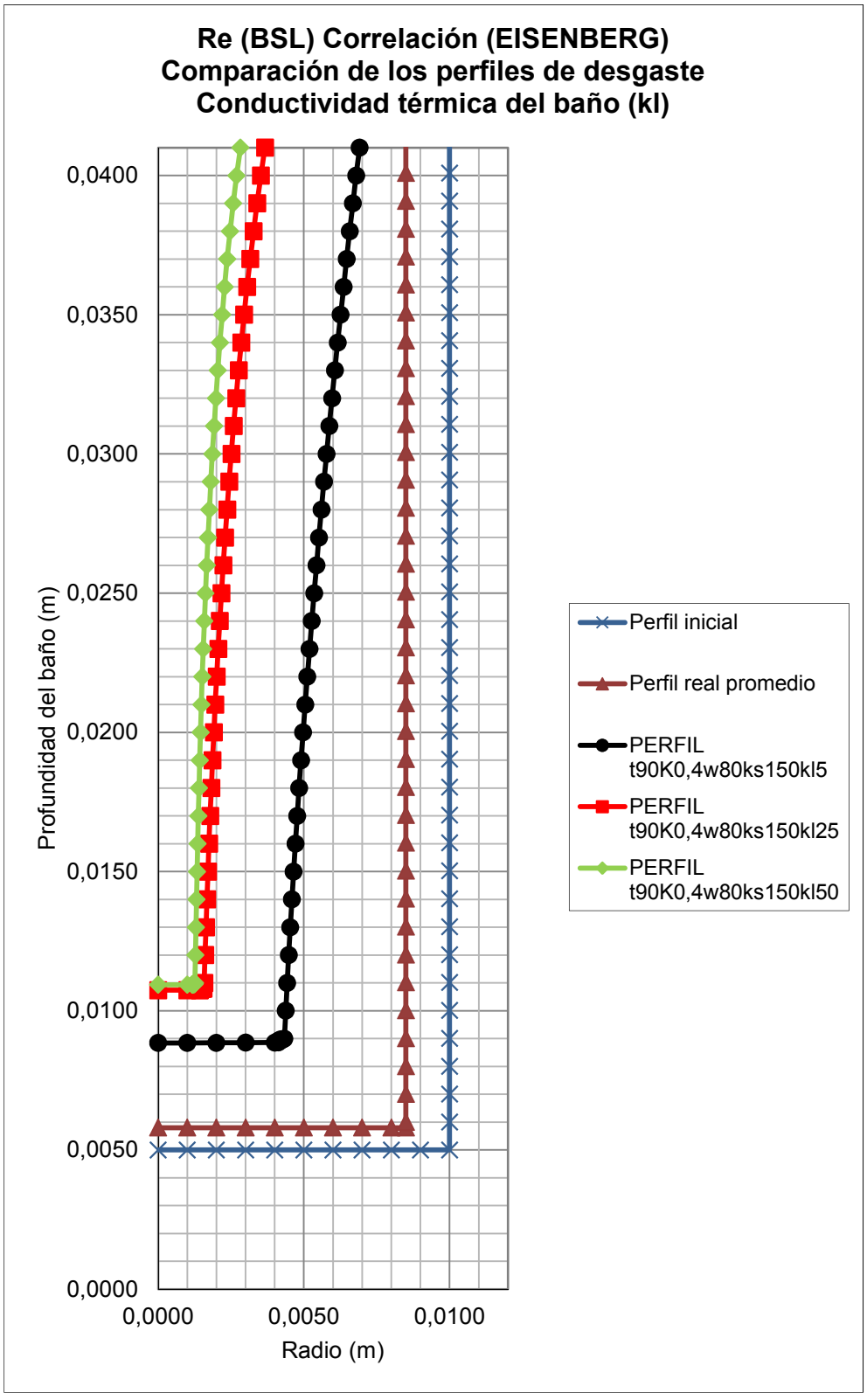

Re (BSL) Correlación (EISENBERG)
Comparación de los perfiles de desgaste
Conductividad térmica del sólido (ks)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t15K0,4w80ks10kl25
PERFIL t15K0,4w80ks30kl25
PERFIL t15K0,4w80ks150kl25


Re (BSL) Correlación (EISENBERG)
Comparación de los perfiles de desgaste
Conductividad térmica del sólido (ks)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t60K0,4w80ks10kl25
PERFIL t60K0,4w80ks30kl25
PERFIL t60K0,4w80ks150kl25


Re (BSL) Correlación (EISENBERG)
Comparación de los perfiles de desgaste
Conductividad térmica del sólido (ks)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t90K0,4w80ks10kl25
PERFIL t90K0,4w80ks30kl25
PERFIL t90K0,4w80ks150kl25


Re (BSL) Correlación (EISENBERG)
Comparación de los perfiles de desgaste
Conductividad térmica del baño (kl)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t15K0,4w80ks150kl5
PERFIL t15K0,4w80ks150kl25
PERFIL t15K0,4w80ks150kl50


Re (BSL) Correlación (EISENBERG)
Comparación de los perfiles de desgaste
Conductividad térmica del baño (kl)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t60K0,4w80ks150kl5
PERFIL t60K0,4w80ks150kl25
PERFIL t60K0,4w80ks150kl50


Re (BSL) Correlación (EISENBERG)
Comparación de los perfiles de desgaste
Conductividad térmica del baño (kl)
Profundidad del baño (m)
0,0400
0,0350
0,0300
0,0250
0,0200
0,0150
0,0100
0,0050
0,0000
0,0000
0,0050
0,0100
Radio (m)
Perfil inicial
Perfil real promedio
PERFIL t90K0,4w80ks150kl5
PERFIL t90K0,4w80ks150kl25
PERFIL t90K0,4w80ks150kl50

VI. ANÁLISIS DE LOS RESULTADOS PARA EL DISEÑO DE EXPERIMENTOS PROPUESTO

VI.1 ESTUDIO DE LOS RESULTADOS DE LOS ENSAYOS SIMULADOS PARA EL DISEÑO DE EXPERIMENTOS PROPUESTO

A continuación se presenta el análisis e interpretación de los resultados obtenidos en las simulaciones, utilizando para ello programas de tratamiendo de datos (Minitab y Statgraphics).

A la hora de realizar el estudio de los resultados con estos programas, hay que tener en cuenta que se trata de un diseño de experimentos factorial multinivel, con una variable de respuesta (desgaste) y cinco factores (variables) que tienen tres niveles cada uno. Tal y como se ha visto a lo largo del análisis, las cinco variables con los tres niveles cada una dan lugar a 3x3x3x3x3=243 simulaciones diferentes:

t (min)	Rin/Rout	w (rpm)	ks (W/(m·K))	kl (W/(m·K))
15	0,2	40	10	5
15	0,2	40	10	25
15	0,2	40	10	50
15	0,2	40	30	5
15	0,2	40	30	25
15	0,2	40	30	50
15	0,2	40	150	5
15	0,2	40	150	25
15	0,2	40	150	50
15	0,2	80	10	5
15	0,2	80	10	25
15	0,2	80	10	50
15	0,2	80	30	5
15	0,2	80	30	25
15	0,2	80	30	50
15	0,2	80	150	5
15	0,2	80	150	25
15	0,2	80	150	50
15	0,2	160	10	5
15	0,2	160	10	25
15	0,2	160	10	50
15	0,2	160	30	5
15	0,2	160	30	25
15	0,2	160	30	50
15	0,2	160	150	5
15	0,2	160	150	25
15	0,2	160	150	50
15	0,4	40	10	5
15	0,4	40	10	25
15	0,4	40	10	50
15	0,4	40	30	5
15	0,4	40	30	25
15	0,4	40	30	50
15	0,4	40	150	5
15	0,4	40	150	25
15	0,4	40	150	50
15	0,4	80	10	5
15	0,4	80	10	25

t (min)	Rin/Rout	w (rpm)	ks (W/(m·K))	kl (W/(m·K))
15	0,4	80	10	50
15	0,4	80	30	5
15	0,4	80	30	25
15	0,4	80	30	50
15	0,4	80	150	5
15	0,4	80	150	25
15	0,4	80	150	50
15	0,4	160	10	5
15	0,4	160	10	25
15	0,4	160	10	50
15	0,4	160	30	5
15	0,4	160	30	25
15	0,4	160	30	50
15	0,4	160	150	5
15	0,4	160	150	25
15	0,4	160	150	50
15	0,8	40	10	5
15	0,8	40	10	25
15	0,8	40	10	50
15	0,8	40	30	5
15	0,8	40	30	25
15	0,8	40	30	50
15	0,8	40	150	5
15	0,8	40	150	25
15	0,8	40	150	50
15	0,8	80	10	5
15	0,8	80	10	25
15	0,8	80	10	50
15	0,8	80	30	5
15	0,8	80	30	25
15	0,8	80	30	50
15	0,8	80	150	5
15	0,8	80	150	25
15	0,8	80	150	50
15	0,8	160	10	5
15	0,8	160	10	25
15	0,8	160	10	50
15	0,8	160	30	5
15	0,8	160	30	25
15	0,8	160	30	50
15	0,8	160	150	5
15	0,8	160	150	25
15	0,8	160	150	50
60	0,2	40	10	5
60	0,2	40	10	25
60	0,2	40	10	50
60	0,2	40	30	5
60	0,2	40	30	25
60	0,2	40	30	50
60	0,2	40	150	5
60	0,2	40	150	25
60	0,2	40	150	50
60	0,2	80	10	5
60	0,2	80	10	25
60	0,2	80	10	50
60	0,2	80	30	5
60	0,2	80	30	25

t (min)	Rin/Rout	w (rpm)	ks (W/(m·K))	kl (W/(m·K))
60	0,2	80	30	50
60	0,2	80	150	5
60	0,2	80	150	25
60	0,2	80	150	50
60	0,2	160	10	5
60	0,2	160	10	25
60	0,2	160	10	50
60	0,2	160	30	5
60	0,2	160	30	25
60	0,2	160	30	50
60	0,2	160	150	5
60	0,2	160	150	25
60	0,2	160	150	50
60	0,4	40	10	5
60	0,4	40	10	25
60	0,4	40	10	50
60	0,4	40	30	5
60	0,4	40	30	25
60	0,4	40	30	50
60	0,4	40	150	5
60	0,4	40	150	25
60	0,4	40	150	50
60	0,4	80	10	5
60	0,4	80	10	25
60	0,4	80	10	50
60	0,4	80	30	5
60	0,4	80	30	25
60	0,4	80	30	50
60	0,4	80	150	5
60	0,4	80	150	25
60	0,4	80	150	50
60	0,4	160	10	5
60	0,4	160	10	25
60	0,4	160	10	50
60	0,4	160	30	5
60	0,4	160	30	25
60	0,4	160	30	50
60	0,4	160	150	5
60	0,4	160	150	25
60	0,4	160	150	50
60	0,8	40	10	5
60	0,8	40	10	25
60	0,8	40	10	50
60	0,8	40	30	5
60	0,8	40	30	25
60	0,8	40	30	50
60	0,8	40	150	5
60	0,8	40	150	25
60	0,8	40	150	50
60	0,8	80	10	5
60	0,8	80	10	25
60	0,8	80	10	50
60	0,8	80	30	5
60	0,8	80	30	25
60	0,8	80	30	50
60	0,8	80	150	5
60	0,8	80	150	25

t (min)	Rin/Rout	w (rpm)	ks (W/(m·K))	kl (W/(m·K))
60	0,8	80	150	50
60	0,8	160	10	5
60	0,8	160	10	25
60	0,8	160	10	50
60	0,8	160	30	5
60	0,8	160	30	25
60	0,8	160	30	50
60	0,8	160	150	5
60	0,8	160	150	25
60	0,8	160	150	50
90	0,2	40	10	5
90	0,2	40	10	25
90	0,2	40	10	50
90	0,2	40	30	5
90	0,2	40	30	25
90	0,2	40	30	50
90	0,2	40	150	5
90	0,2	40	150	25
90	0,2	40	150	50
90	0,2	80	10	5
90	0,2	80	10	25
90	0,2	80	10	50
90	0,2	80	30	5
90	0,2	80	30	25
90	0,2	80	30	50
90	0,2	80	150	5
90	0,2	80	150	25
90	0,2	80	150	50
90	0,2	160	10	5
90	0,2	160	10	25
90	0,2	160	10	50
90	0,2	160	30	5
90	0,2	160	30	25
90	0,2	160	30	50
90	0,2	160	150	5
90	0,2	160	150	25
90	0,2	160	150	50
90	0,4	40	10	5
90	0,4	40	10	25
90	0,4	40	10	50
90	0,4	40	30	5
90	0,4	40	30	25
90	0,4	40	30	50
90	0,4	40	150	5
90	0,4	40	150	25
90	0,4	40	150	50
90	0,4	80	10	5
90	0,4	80	10	25
90	0,4	80	10	50
90	0,4	80	30	5
90	0,4	80	30	25
90	0,4	80	30	50
90	0,4	80	150	5
90	0,4	80	150	25
90	0,4	80	150	50
90	0,4	160	10	5
90	0,4	160	10	25

t (min)	Rin/Rout	w (rpm)	ks (W/(m·K))	kl (W/(m·K))
90	0,4	160	10	50
90	0,4	160	30	5
90	0,4	160	30	25
90	0,4	160	30	50
90	0,4	160	150	5
90	0,4	160	150	25
90	0,4	160	150	50
90	0,8	40	10	5
90	0,8	40	10	25
90	0,8	40	10	50
90	0,8	40	30	5
90	0,8	40	30	25
90	0,8	40	30	50
90	0,8	40	150	5
90	0,8	40	150	25
90	0,8	40	150	50
90	0,8	80	10	5
90	0,8	80	10	25
90	0,8	80	10	50
90	0,8	80	30	5
90	0,8	80	30	25
90	0,8	80	30	50
90	0,8	80	150	5
90	0,8	80	150	25
90	0,8	80	150	50
90	0,8	160	10	5
90	0,8	160	10	25
90	0,8	160	10	50
90	0,8	160	30	5
90	0,8	160	30	25
90	0,8	160	30	50
90	0,8	160	150	5
90	0,8	160	150	25
90	0,8	160	150	50

Tabla VI. 1: Consunto de ensayos simulados del diseño de experimentos propuesto.

Para cada ensayo correspondiente a una fila de la tabla anterior, se obtiene un valor de desgaste horizontal y otro de desgaste vertical. Es necesario realizar el tratamiento anterior para los resultados de desgaste horizontal y vertical puesto que se ha observado que no siguen siempre la misma tendencia. Para ello se ha seleccionado un punto representativo en ambos perfiles que corresponde al punto intermedio en la dirección vertical sumergida y en la dirección radial sumergida respectivamente. Los datos elegidos para el desgaste horizontal y vertical, en cada combinación Reynolds-correlación, se introducen en cada fila de la tabla anterior y se analizan los datos.

Por tanto, se han considerado los desgastes de forma separada, programando el análisis con una sola variable de respuesta en cada caso (desgaste horizontal o desgaste vertical, según corresponda), y de esa forma se presentarán los resultados.

La forma de introducir los datos en los programas que se han utilizado es diferente. Mientras Minitab permite añadir los valores de los niveles para cada variable, Statgraphics no permite hacer esta operación y, debido a su forma de trabajo, es más

conveniente llamar "-1" al nivel inferior de la variable, "0" al intermedio y "1" al superior.

La salida de datos de estos dos programas también es diferente. En el caso de Minitab, no permite la representación de diagramas de Pareto para este diseño (factorial multinivel de 5 factores de 3 niveles con 1 respuesta), mientras que por el contrario, Statgraphics sí lo permite. Por otra parte, las gráficas de factores que proporciona Minitab (tanto las de efectos principales como las de interacciones) se han utilizado como complemento a las que ofrece Statgraphics.

En la presentación de resultados se han incluido las gráficas de factores proporcionadas por Minitab a modo de resumen general de las tendencias de cada factor. También se presentan las gráficas de la variación de la variable desgaste en función de dos parámetros manteniendo el resto en un nivel intermedio.

A continuación, se han representado las gráficas de Statgraphics obtenidas para cada combinación de Reynolds y correlación. Dichas gráficas corresponden al diagrama de Pareto, gráfica de efectos y gráfica de superficie de respuesta estimada.

En cada caso estudiado, las tres primeras gráficas incluyen los cinco factores tenidos en cuenta en el diseño de experimentos junto con todas las interacciones entre ellos. En las tres gráficas siguientes, se mantienen los cinco factores mientras que se elimina la mayoría de las interacciones quedando sólo las tres que resultan más importantes para cada caso.

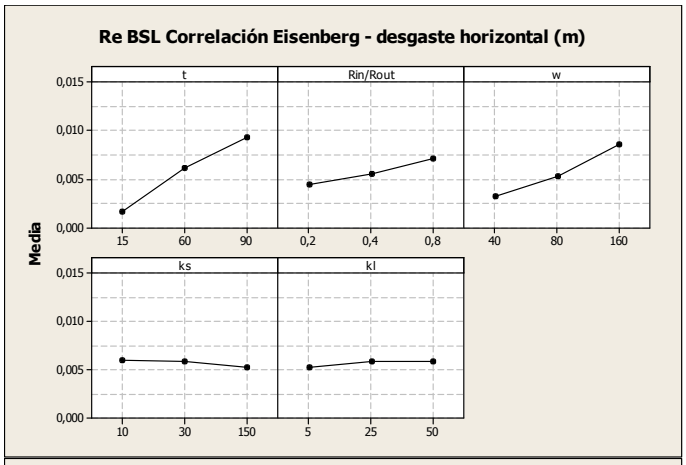
En los diagramas de Pareto, los factores que contribuyen de forma positiva al desgaste tienen su barra horizontal representativa en color gris (+) mientras que los factores que contribuyen de forma negativa al desgaste tienen su barra horizontal representativa en color azul (-).

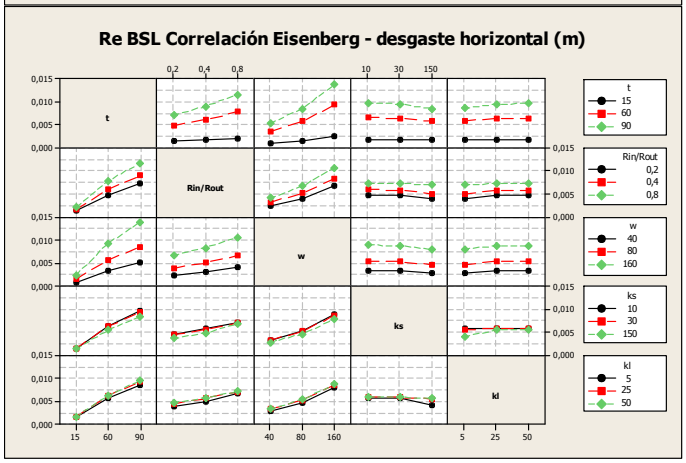
Las gráficas de efectos muestran cómo varía la variable desgaste en función de cada factor individual (manteniendo en el nivel intermedio el resto).

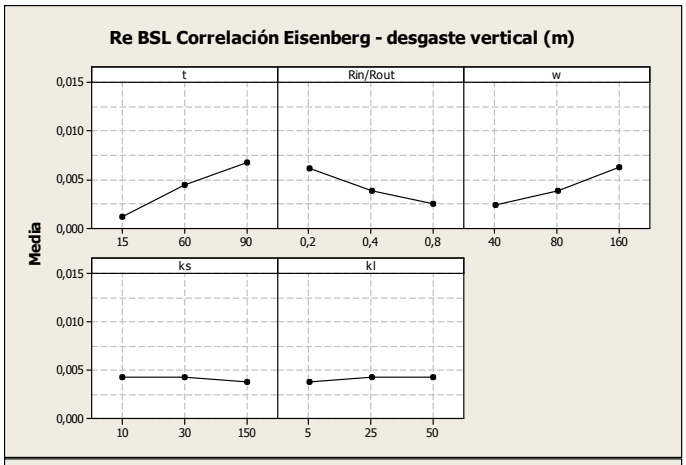
En la gráfica de superficie de respuesta estimada se representa cómo varía el desgaste en función de las dos variables que tienen más influencia en el diagrama de Pareto (el tiempo y la velocidad de rotación).

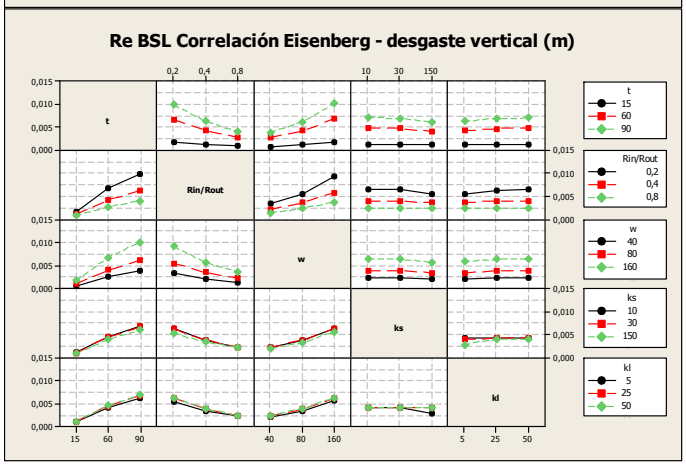
VI.2 EVALUACIÓN DE LOS RESULTADOS DE DESGASTE

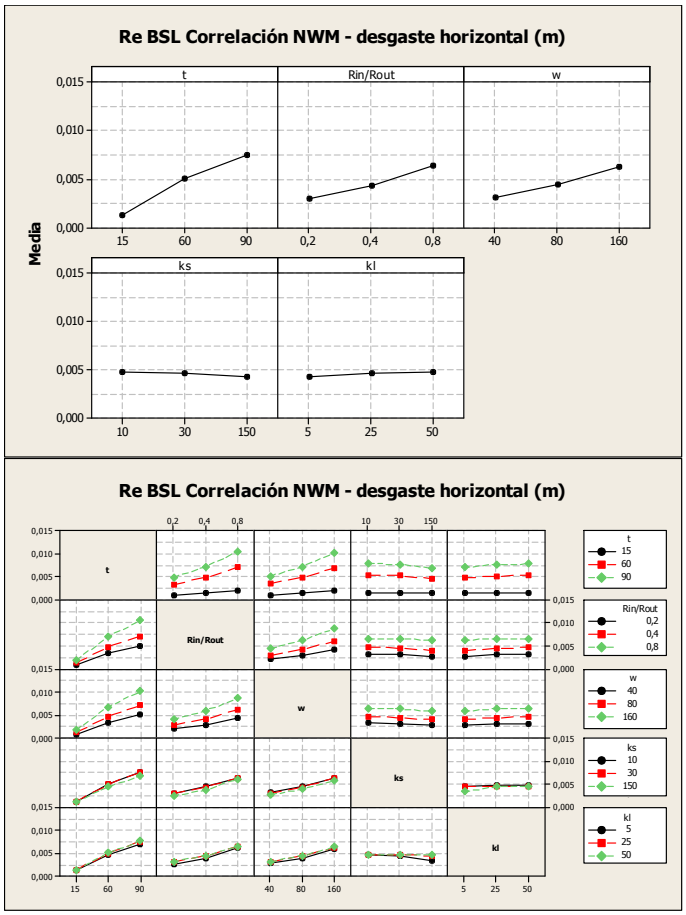
A continuación, se incluye el análisis de los resultados de desgaste de los diferentes ensayos simulados realizados. A partir de las gráficas que se incluyen es posible obtener conclusiones acerca de la influencia de los diferentes factores analizados, así como de las interacciones entre ellos, sobre el desgaste del material de las probetas.


Re BSL Correlación Eisenberg - desgaste horizontal (m)
t
Rin/Rout
w
ks
kl
Media
0,015
0,010
0,005
0,000
15
60
90
0,2
0,4
0,8
40
80
160
10
30
150
5
25
50

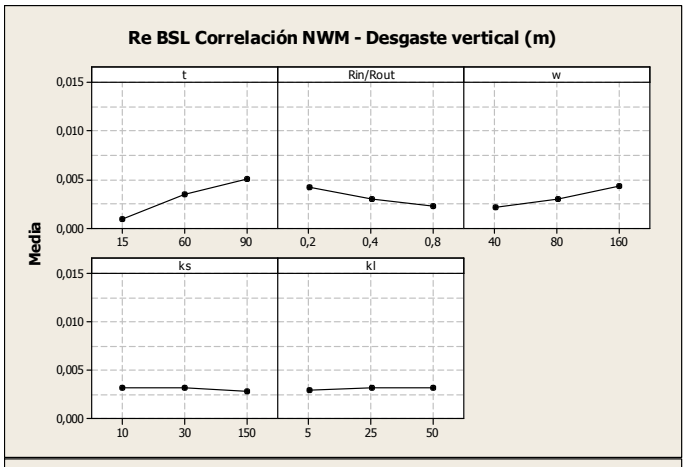

Re BSL Correlación Eisenberg - desgaste horizontal (m)
t
Rin/Rout
w
ks
kl
15
60
90
0,2
0,4
0,8
40
80
160
10
30
150
5
25
50

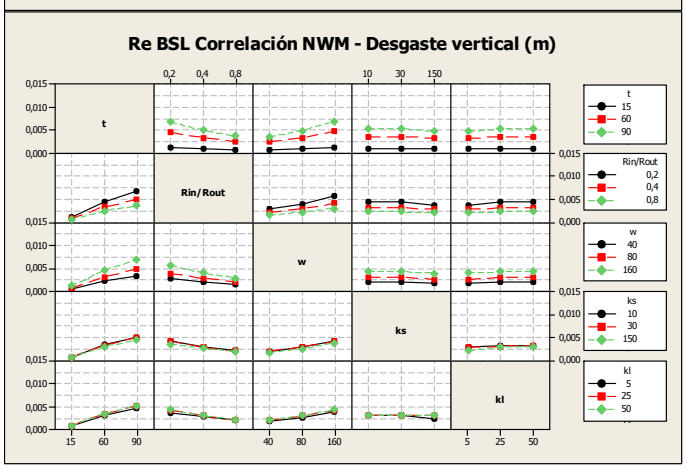

Re BSL Correlación Eisenberg - desgaste vertical (m)
t
Rin/Rout
w
ks
kl
Media
0,015
0,010
0,005
0,000
15
60
90
0,2
0,4
0,8
40
80
160
10
30
150
5
25
50

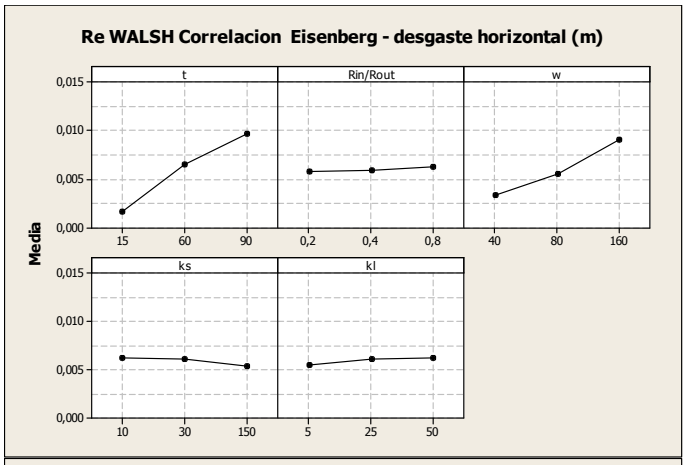

Re BSL Correlación Eisenberg - desgaste vertical (m)
t
Rin/Rout
w
ks
kl
15
60
90
0,2
0,4
0,8
40
80
160
10
30
150
5
25
50

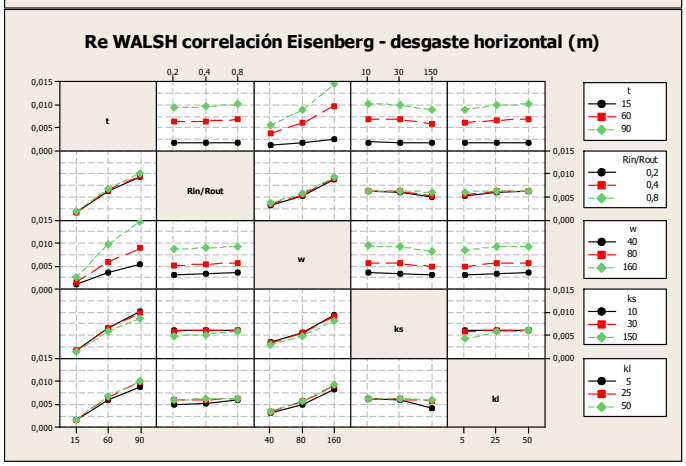

Re BSL Correlación NWM - desgaste horizontal (m)
t
Rin/Rout
w
ks
kl
Media
0,015
0,010
0,005
0,000
15
60
90
0,2
0,4
0,8
40
80
160
10
30
150
5
25
50

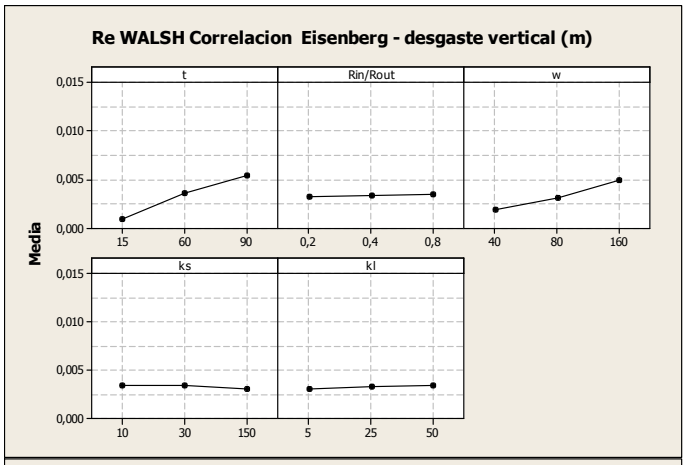
Re BSL Correlación NWM - desgaste horizontal (m)
t
Rin/Rout
w
ks
kl
15
60
90
0,2
0,4
0,8
40
80
160
10
30
150
5
25
50

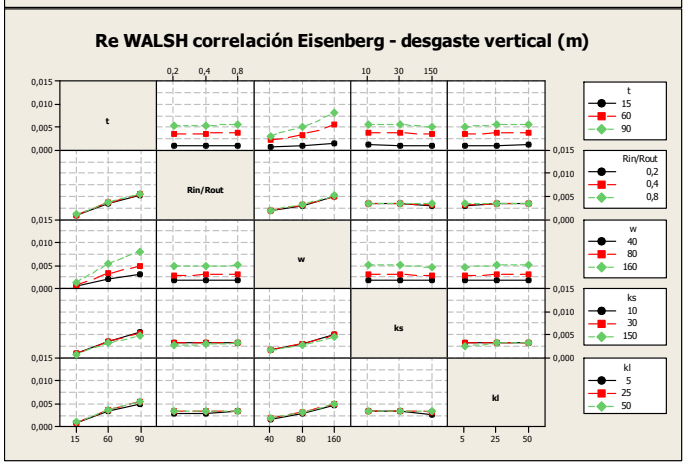

Re BSL Correlación NWM - Desgaste vertical (m)
t
Rin/Rout
w
ks
kl
Media
0,015
0,010
0,005
0,000
15
60
90
0,2
0,4
0,8
40
80
160
10
30
150
5
25
50

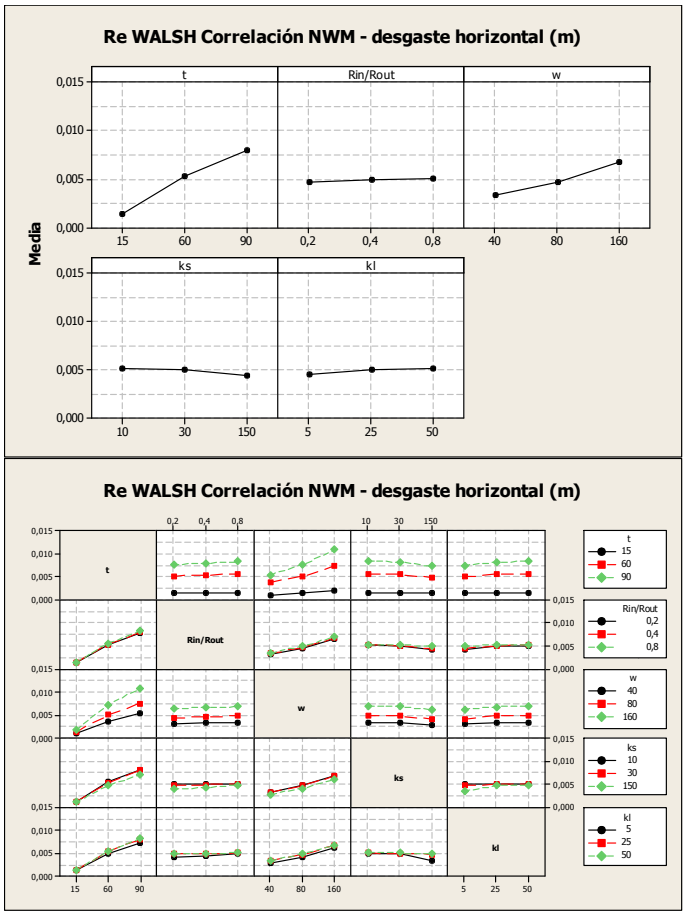

Re BSL Correlación NWM - Desgaste vertical (m)
t
Rin/Rout
w
ks
kl
15
60
90
0,2
0,4
0,8
40
80
160
10
30
150
5
25
50


Re WALSH Correlacion Eisenberg - desgaste horizontal (m)
t
Rin/Rout
w
ks
kl
Media
0,015
0,010
0,005
0,000
15
60
90
0,2
0,4
0,8
40
80
160
10
30
150
5
25
50

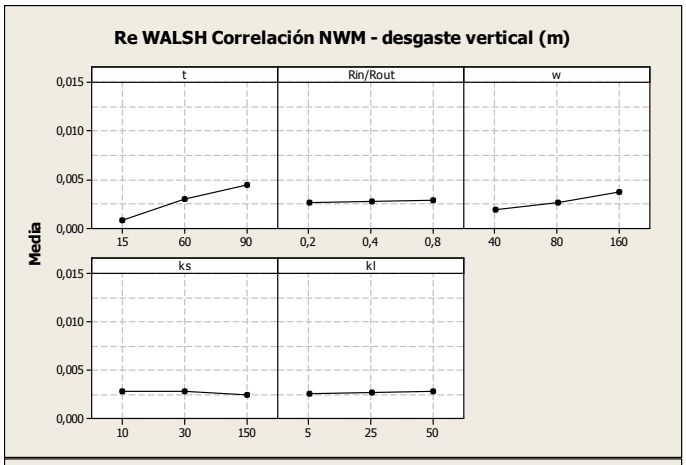

Re WALSH correlación Eisenberg - desgaste horizontal (m)
t
Rin/Rout
w
ks
kl
15
60
90
0,2
0,4
0,8
40
80
160
10
30
150
5
25
50

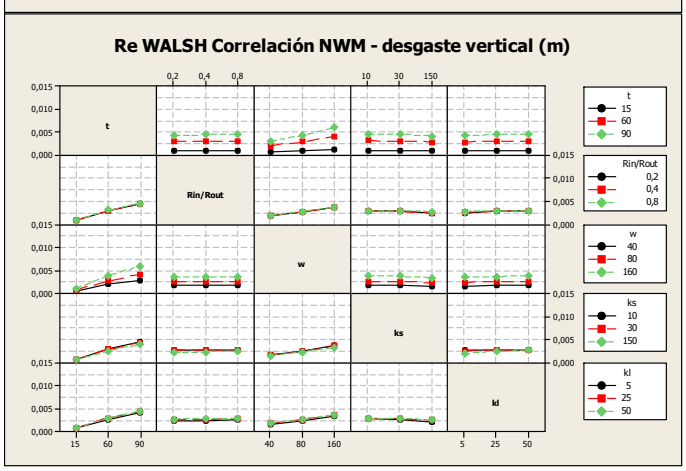

Re WALSH Correlacion Eisenberg - desgaste vertical (m)
t
Rin/Rout
w
ks
kl
Media
0,015
0,010
0,005
0,000
15
60
90
0,2
0,4
0,8
40
80
160
10
30
150
5
25
50


Re WALSH correlación Eisenberg - desgaste vertical (m)
t
Rin/Rout
w
ks
kl
15
60
90
0,2
0,4
0,8
40
80
160
10
30
150
5
25
50

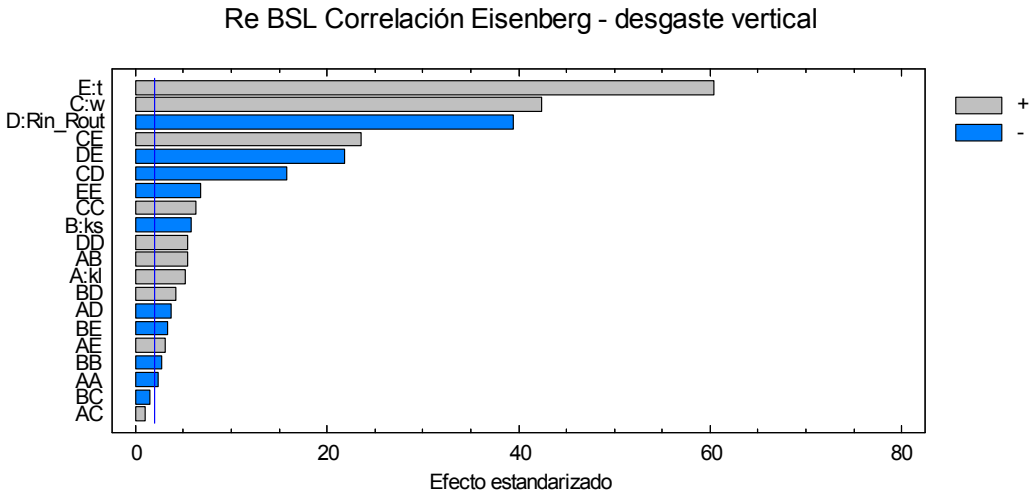

Re WALSH Correlación NWM - desgaste horizontal (m)
t
Rin/Rout
w
ks
kl
Media
0,015
0,010
0,005
0,000
15
60
90
0,2
0,4
0,8
40
80
160
10
30
150
5
25
50

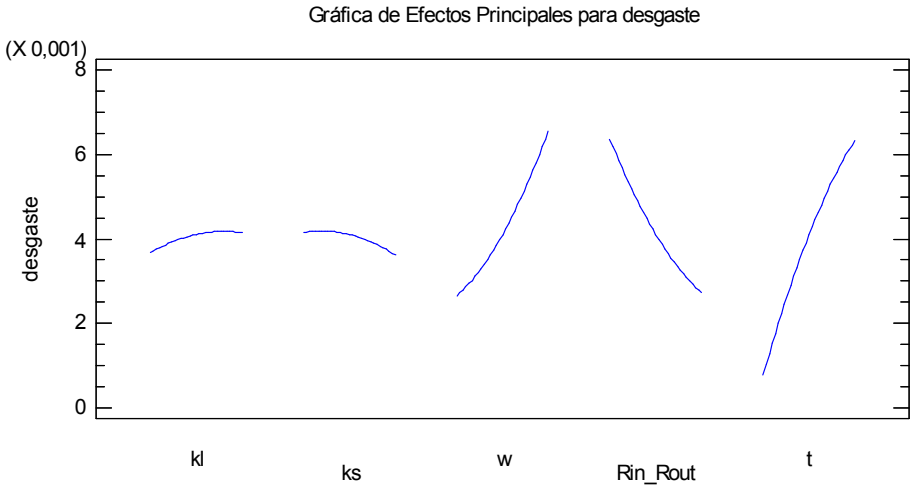
Re WALSH Correlación NWM - desgaste horizontal (m)
t
Rin/Rout
w
ks
kl
15
60
90
0,2
0,4
0,8
40
80
160
10
30
150
5
25
50

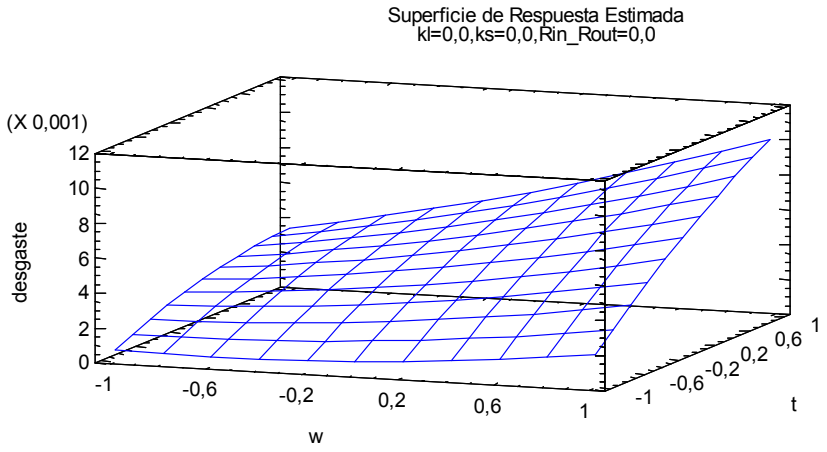

Re WALSH Correlación NWM - desgaste vertical (m)
t
Rin/Rout
w
ks
kl
Media
0,015
0,010
0,005
0,000
15
60
90
0,2
0,4
0,8
40
80
160
10
30
150
5
25
50

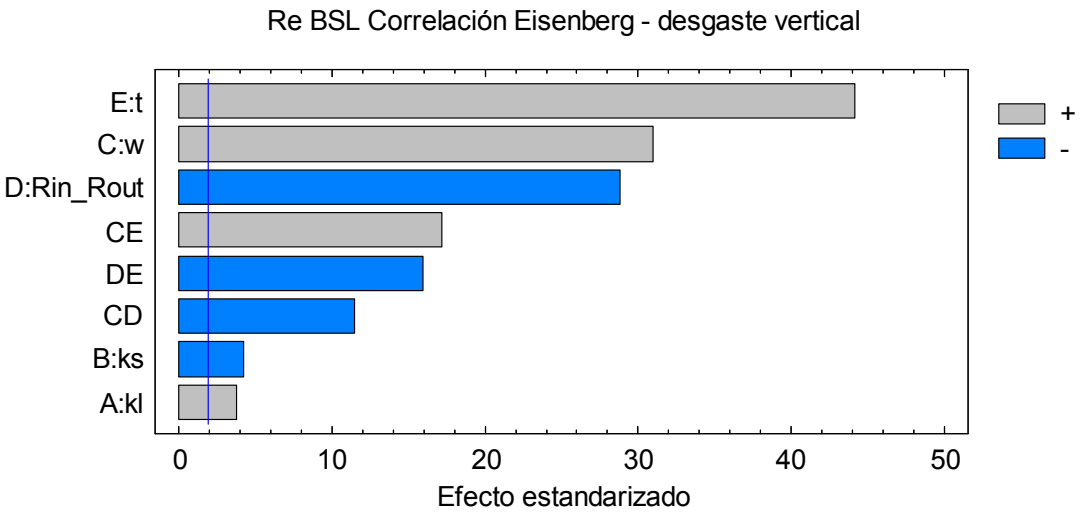

Re WALSH Correlación NWM - desgaste vertical (m)
t
Rin/Rout
w
ks
kl
15
60
90
0,2
0,4
0,8
40
80
160
10
30
150
5
25
50

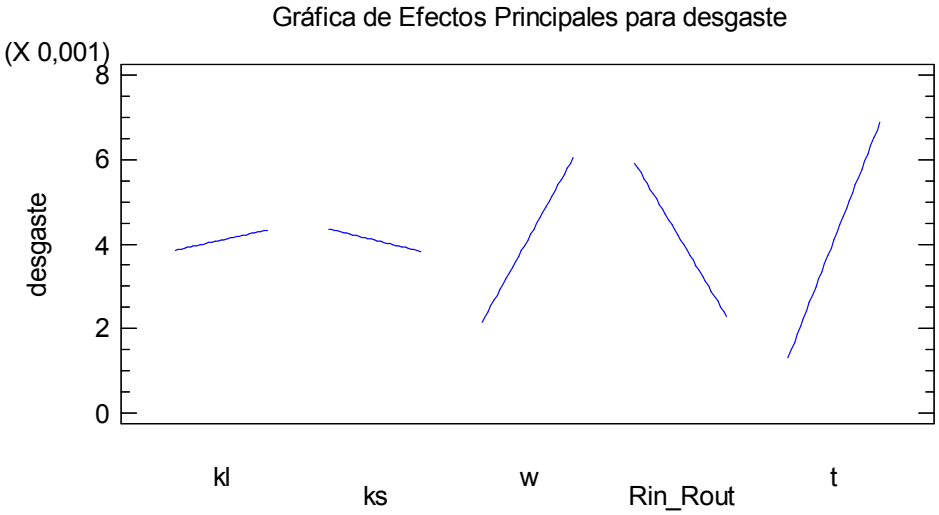
VI.2.1 Re BSL Correlación Eisenberg – desgaste vertical

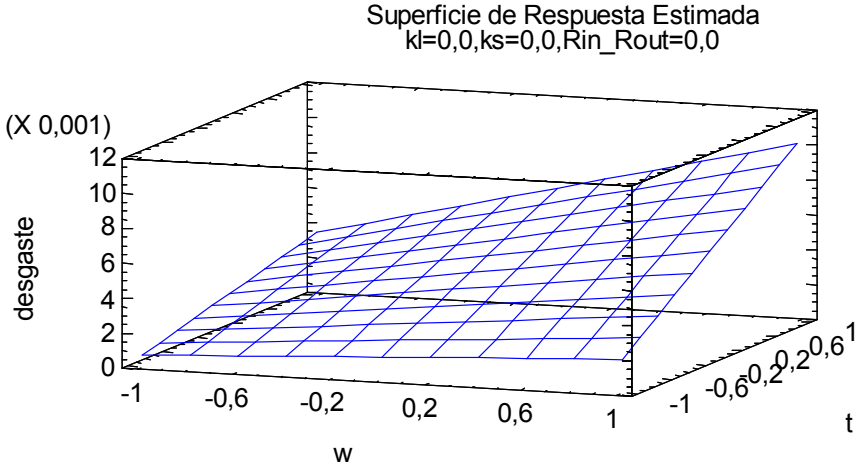




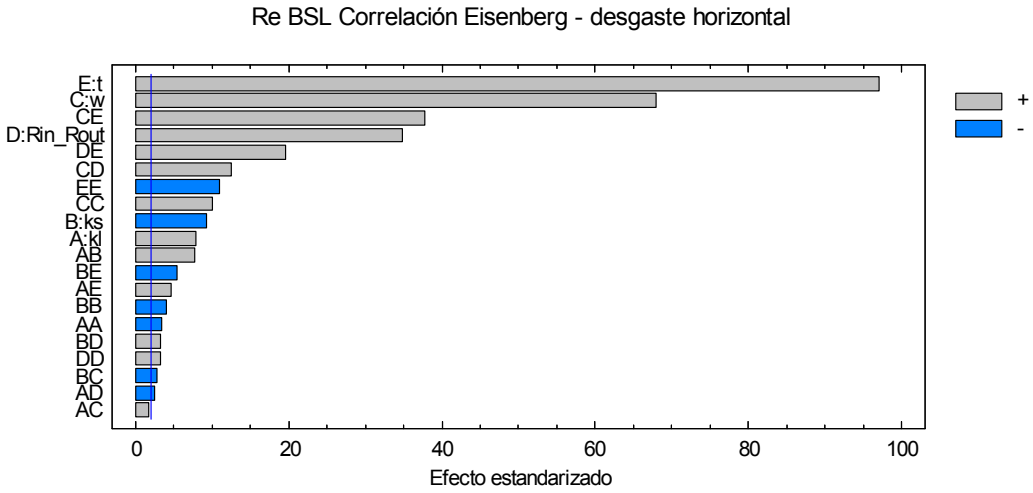


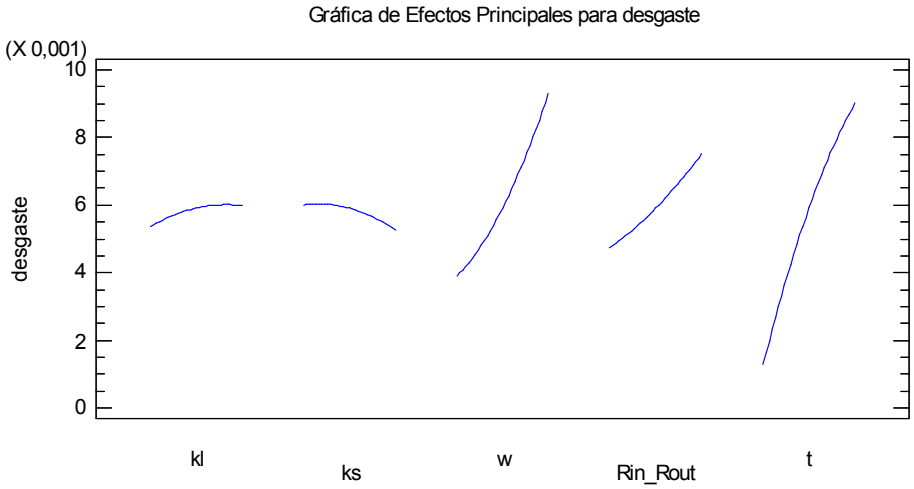

Re BSL Correlación Eisenberg - desgaste vertical
E:t
C:w
D:Rin_Rout
CE
DE
CD
B:ks
A:kl
0
10
20
30
40
50
Efecto estandarizado
+
-

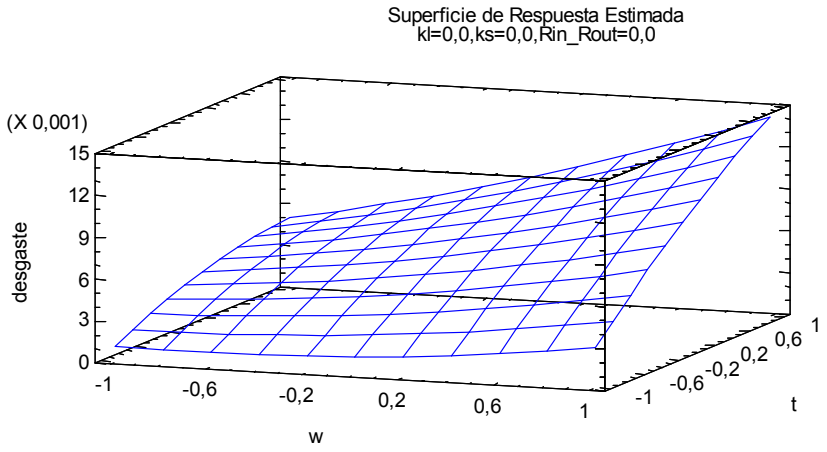

Gráfica de Efectos Principales para desgaste
(X 0,001)
8
6
4
2
0
desgaste
kl
ks
w
Rin_Rout
t

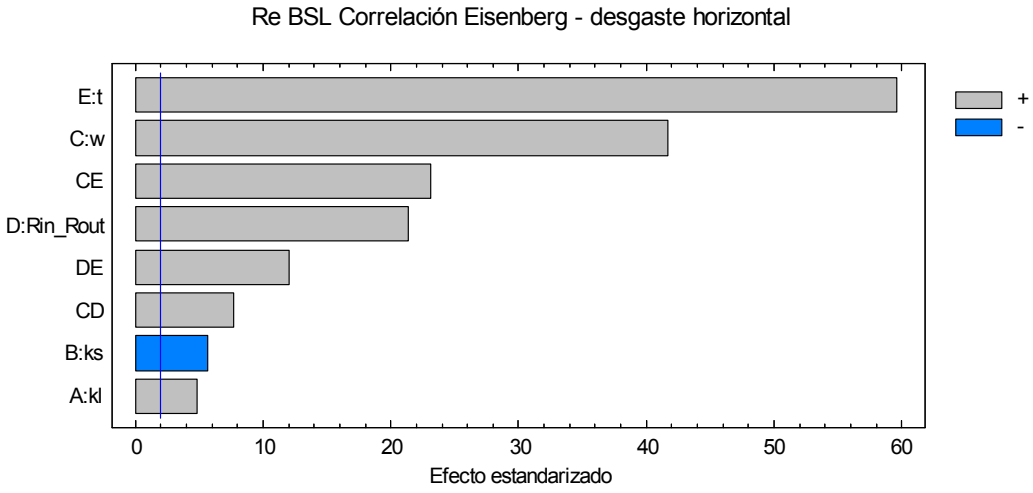

Superficie de Respuesta Estimada
kl=0,0,ks=0,0,Rin_Rout=0,0
(X 0,001)
12
10
8
6
4
2
0
desgaste
-1
-0,6
-0,2
0,2
0,6
1
w
t

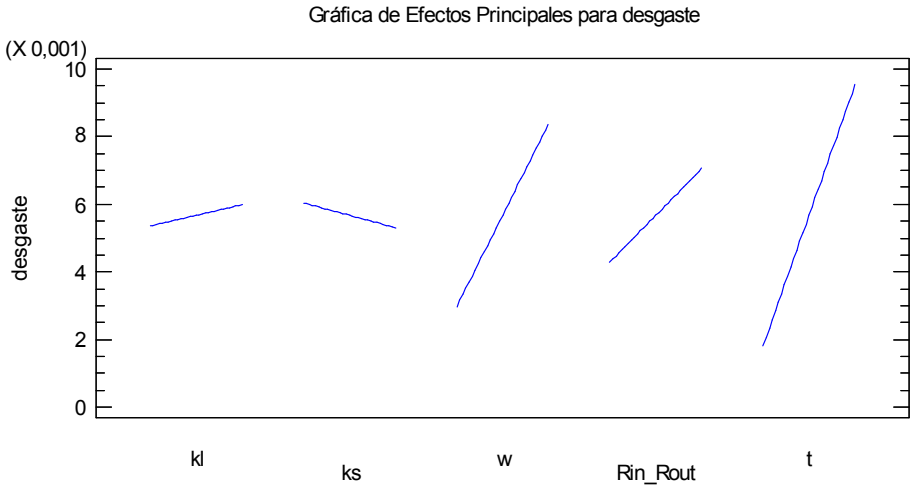
VI.2.2 Re BSL Correlación Eisenberg – desgaste horizontal

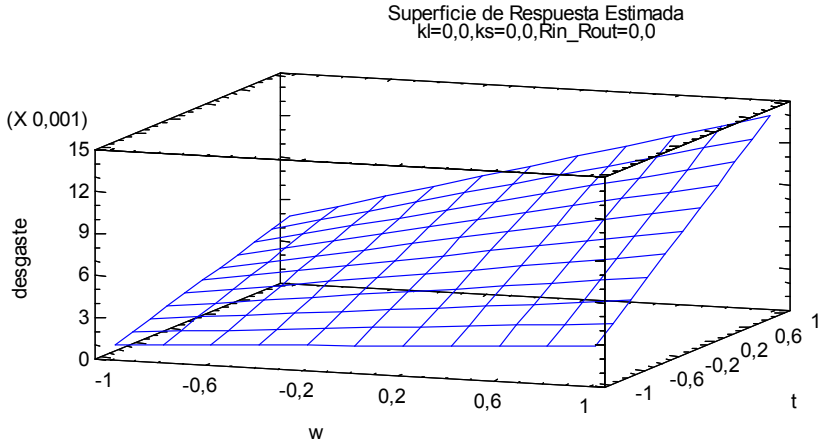




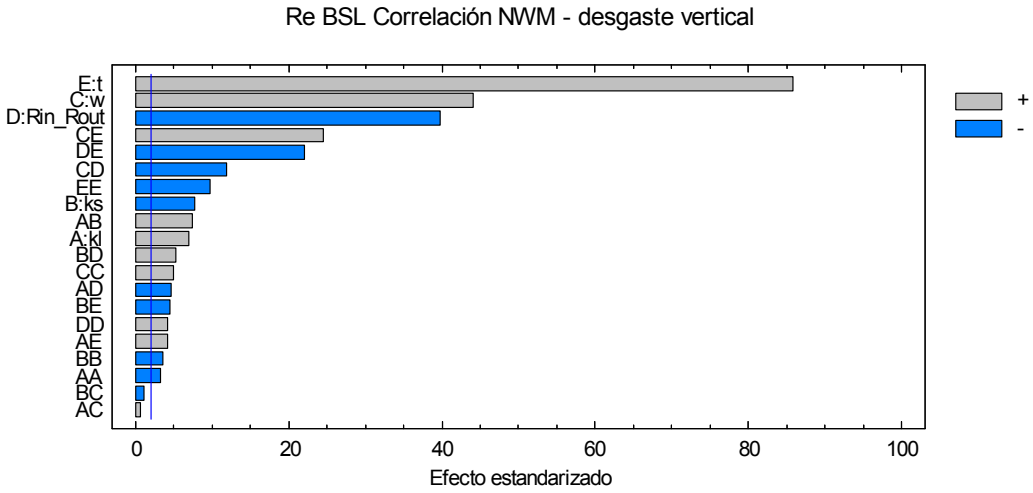


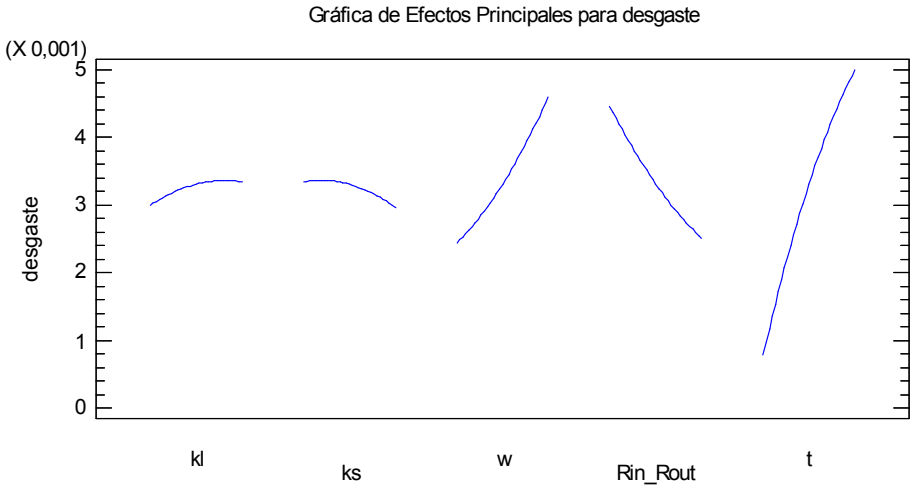

Re BSL Correlación Eisenberg - desgaste horizontal
E:t
C:w
CE
D:Rin_Rout
DE
CD
B:ks
A:kl
+
-
0
10
20
30
40
50
60
Efecto estandarizado

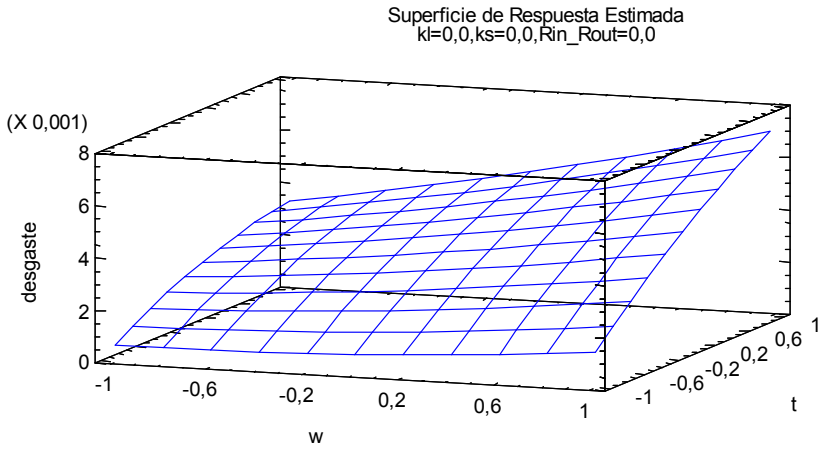

Gráfica de Efectos Principales para desgaste
(X 0,001)
desgaste
0
2
4
6
8
10
kl
ks
w
Rin_Rout
t

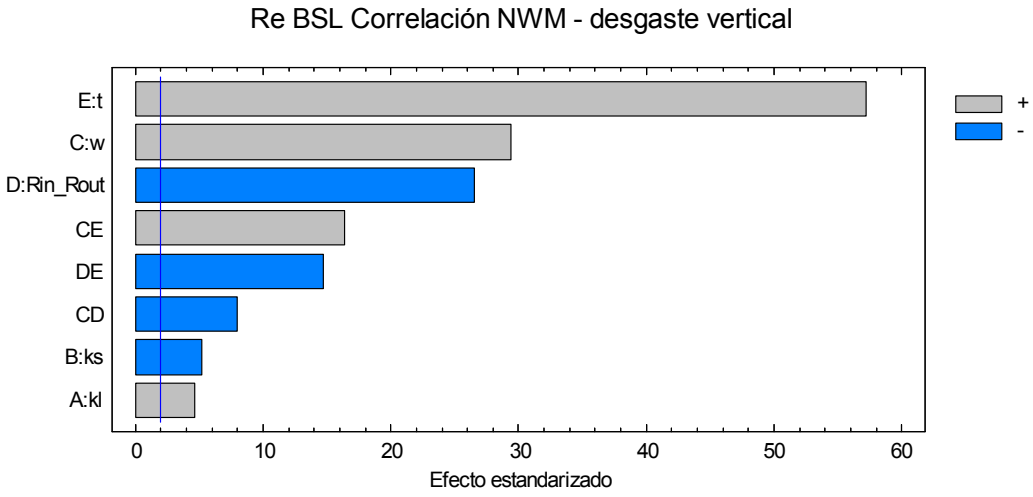

Superficie de Respuesta Estimada
kl=0,0,ks=0,0,Rin_Rout=0,0
(X 0,001)
desgaste
0
3
6
9
12
15
-1
-0,6
-0,2
0,2
0,6
1
w
t

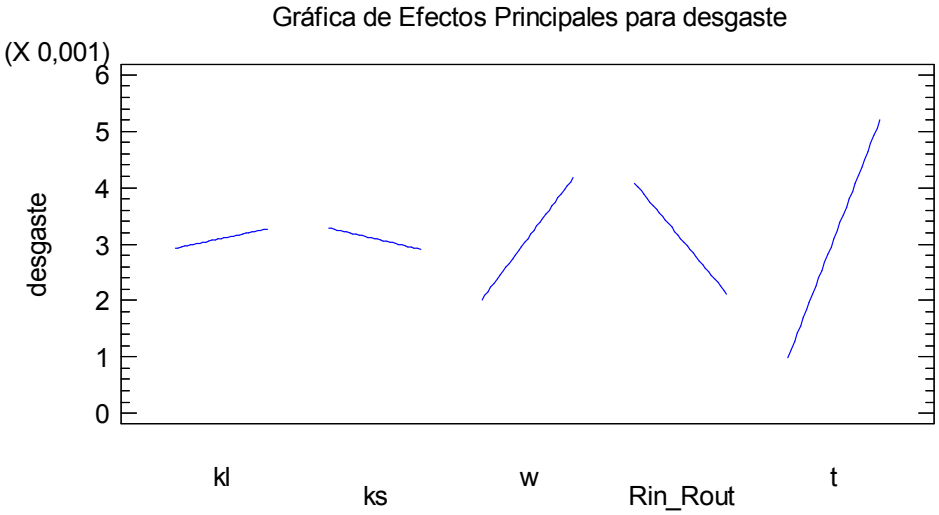
VI.2.3 Re BSL Correlación NWM – desgaste vertical

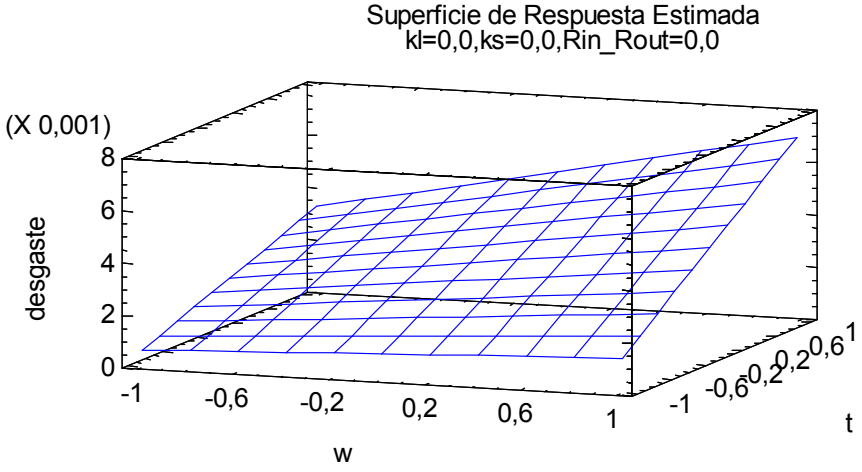




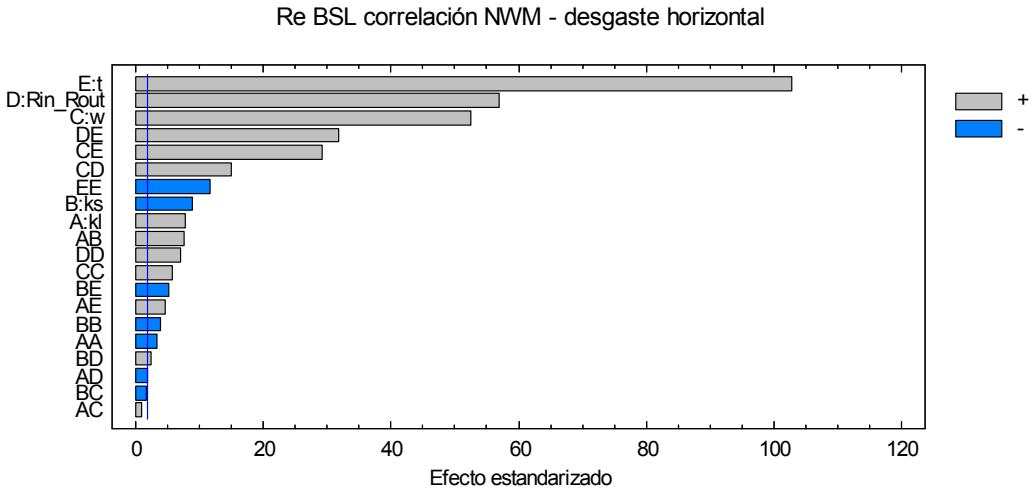


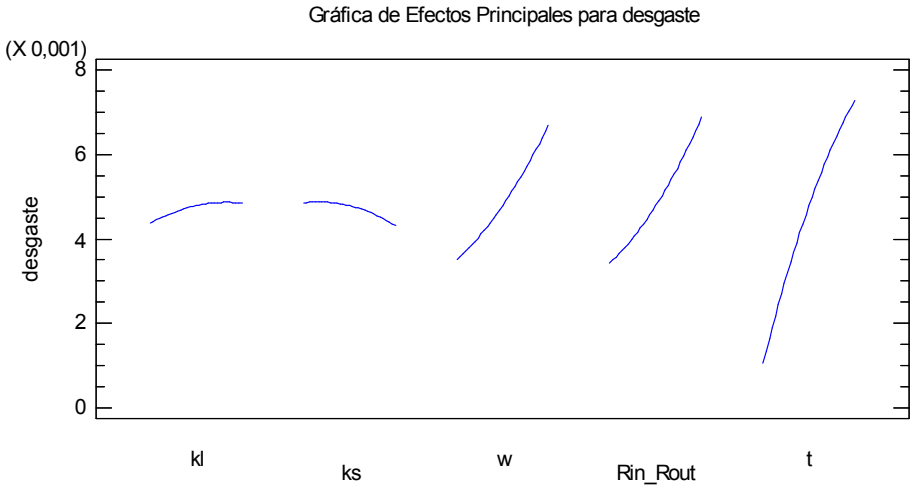

Re BSL Correlación NWM - desgaste vertical
E:t
C:w
D:Rin_Rout
CE
DE
CD
B:ks
A:kl
+
-
0
10
20
30
40
50
60
Efecto estandarizado

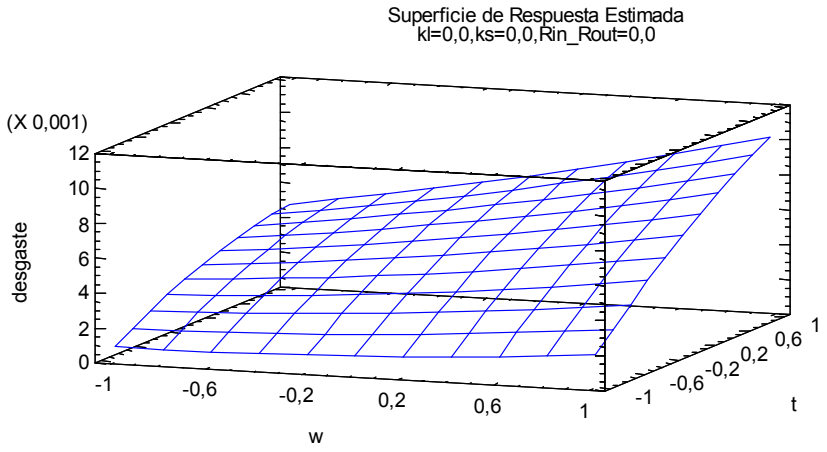

Gráfica de Efectos Principales para desgaste
(X 0,001)
desgaste
0
1
2
3
4
5
6
kl
ks
w
Rin_Rout
t

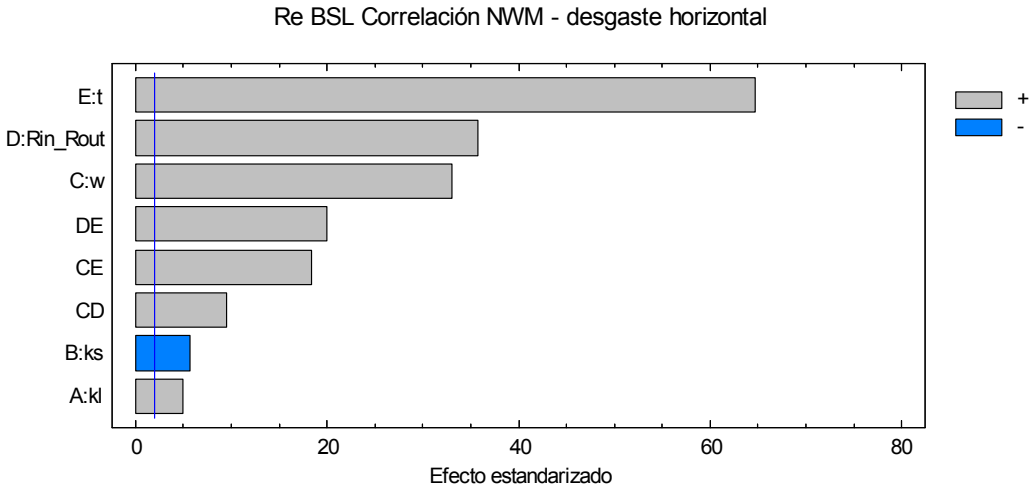

Superficie de Respuesta Estimada
kl=0,0,ks=0,0,Rin_Rout=0,0
(X 0,001)
desgaste
0
2
4
6
8
-1
-0,6
-0,2
0,2
0,6
1
w
t

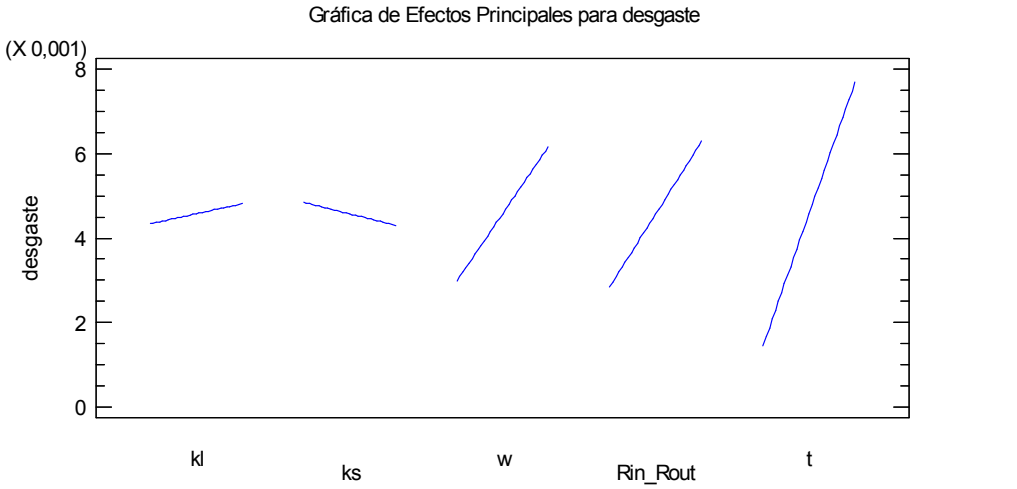
VI.2.4 Re BSL Correlación NWM – desgaste horizontal

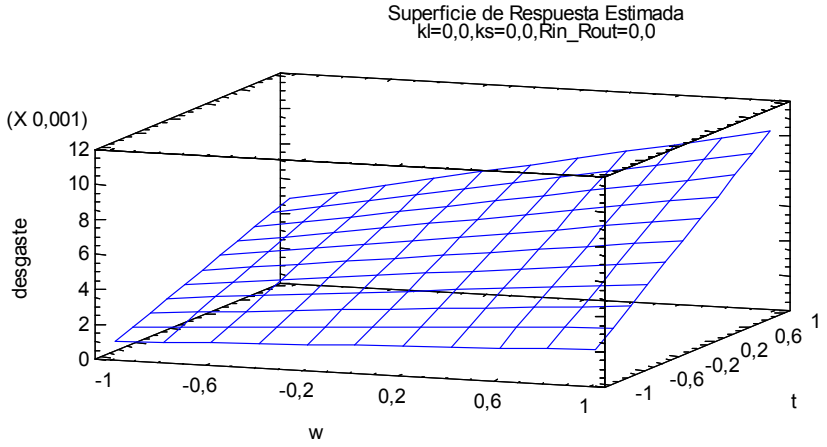




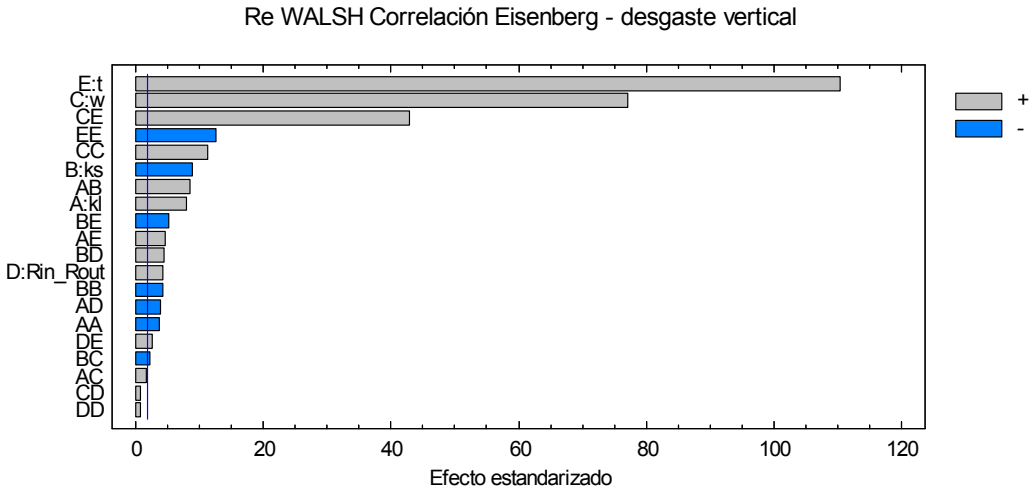


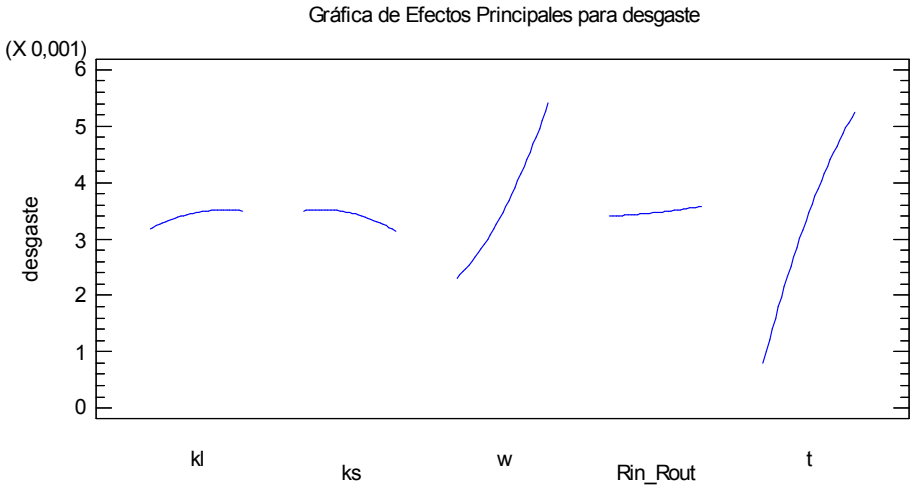

Re BSL Correlación NWM - desgaste horizontal
E:t
D:Rin_Rout
C:w
DE
CE
CD
B:ks
A:kl
0
20
40
60
80
Efecto estandarizado
+
-

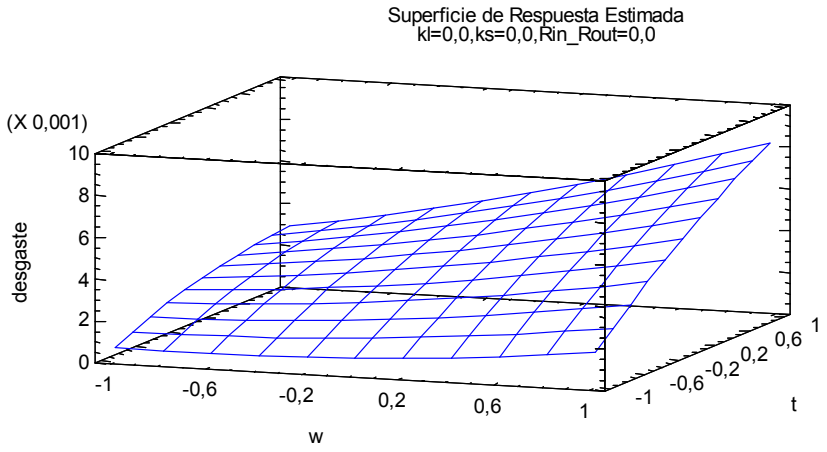

Gráfica de Efectos Principales para desgaste
(X 0,001)
8
6
4
2
0
desgaste
kl
ks
w
Rin_Rout
t

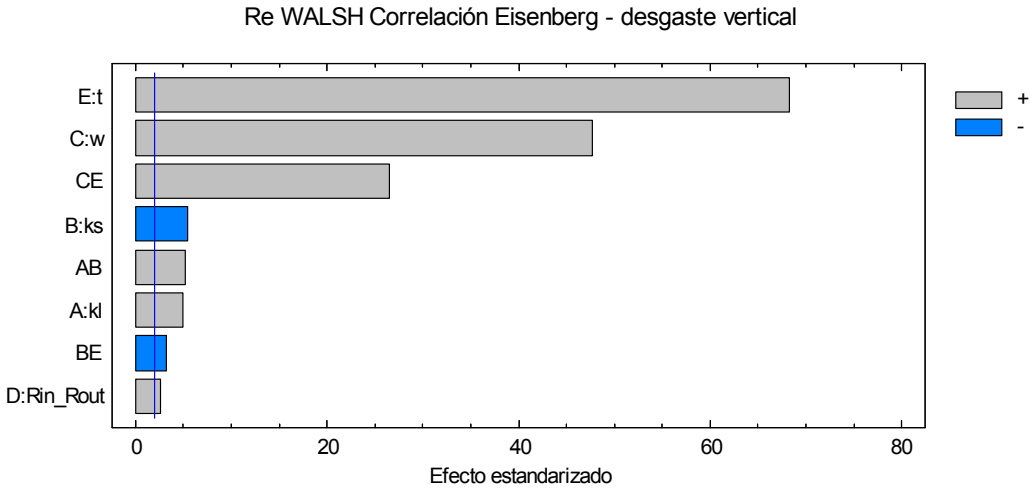

Superficie de Respuesta Estimada
kl=0,0,ks=0,0,Rin_Rout=0,0
(X 0,001)
12
10
8
6
4
2
0
desgaste
-1
-0,6
-0,2
0,2
0,6
1
w
t

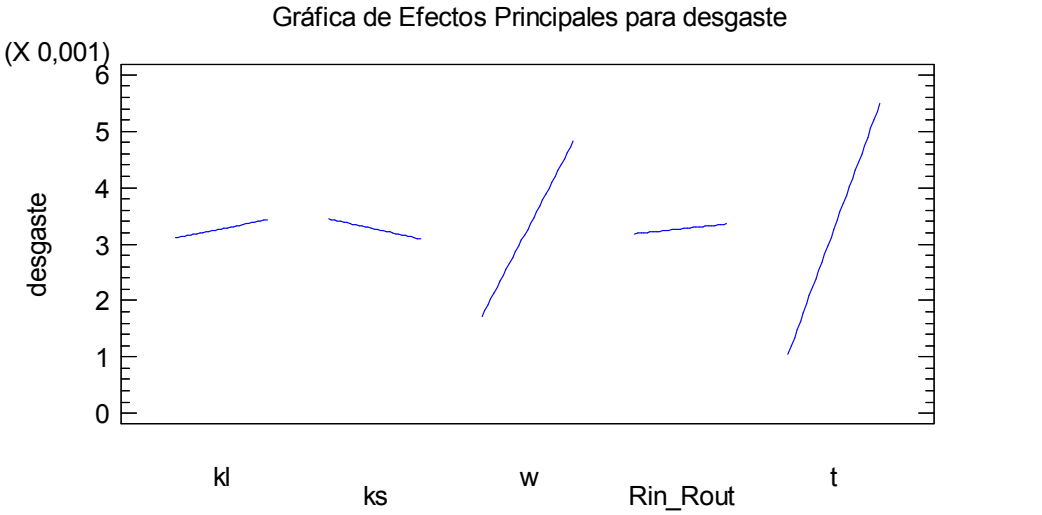
VI.2.5 Re Walsh Correlación Eisenberg – desgaste vertical

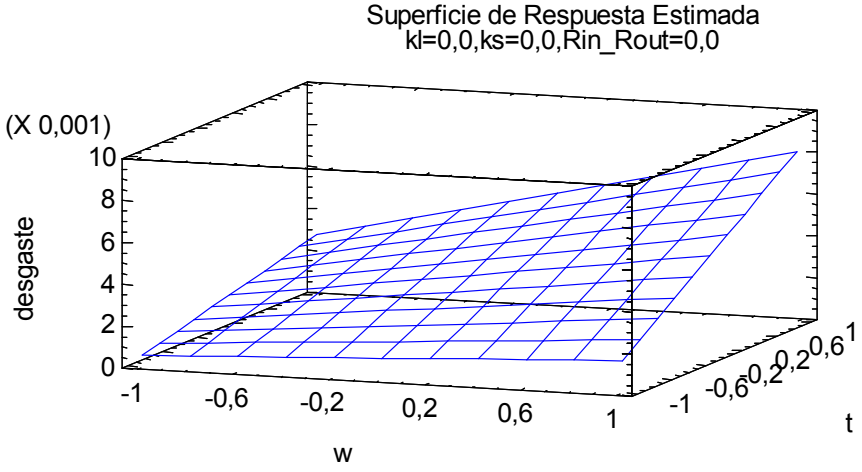




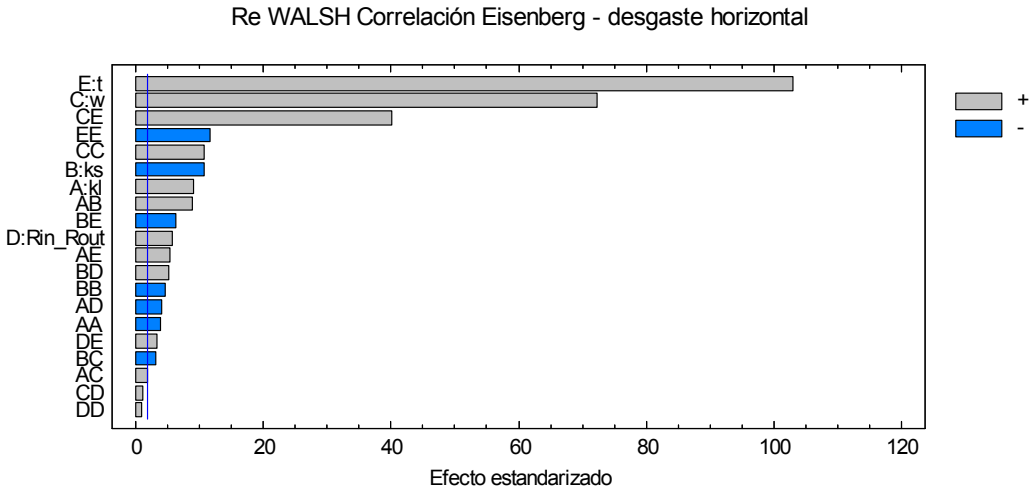


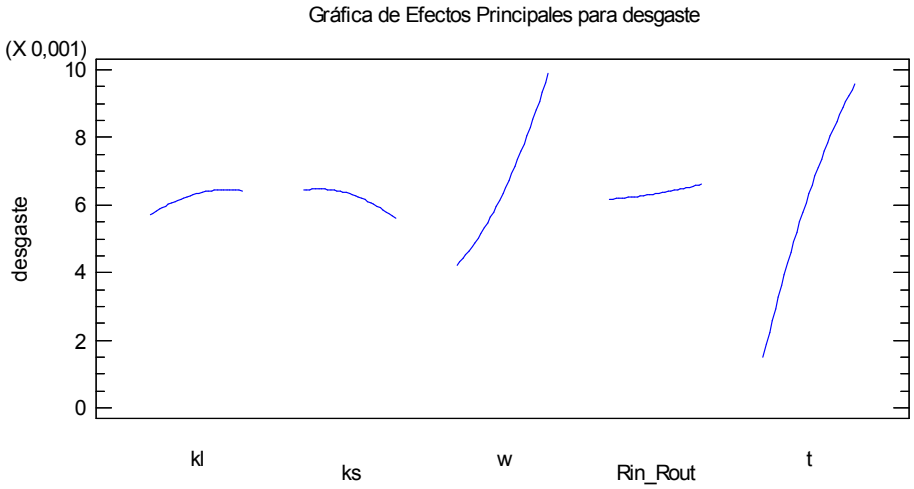

Re WALSH Correlación Eisenberg - desgaste vertical
E:t
C:w
CE
B:ks
AB
A:kl
BE
D:Rin_Rout
0
20
40
60
80
Efecto estandarizado
+
-

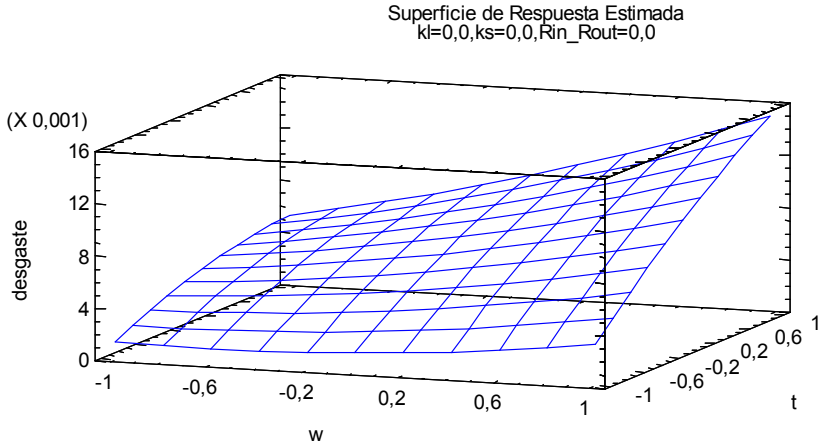

Gráfica de Efectos Principales para desgaste
(X 0,001)
desgaste
0
1
2
3
4
5
6
kl
ks
w
Rin_Rout
t

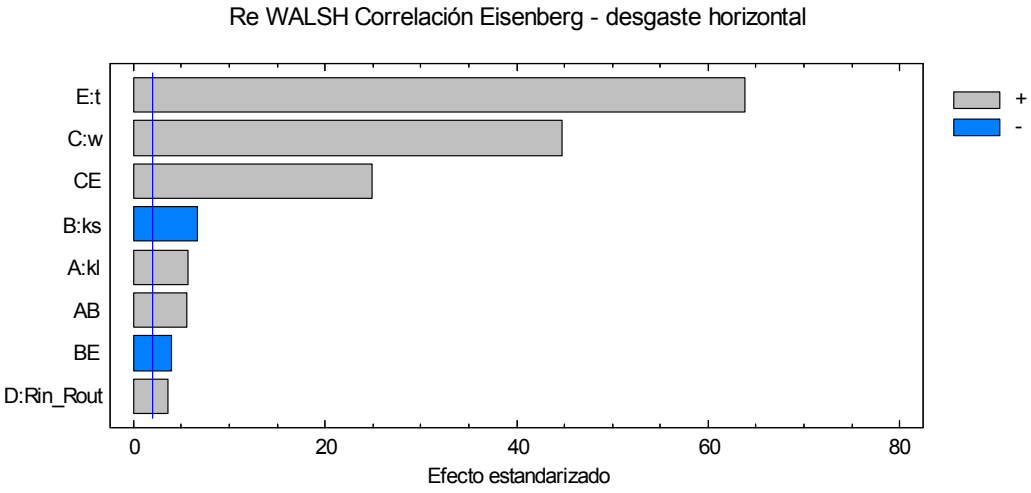

Superficie de Respuesta Estimada
kl=0,0,ks=0,0,Rin_Rout=0,0
(X 0,001)
desgaste
0
2
4
6
8
10
-1
-0,6
-0,2
0,2
0,6
1
w
t

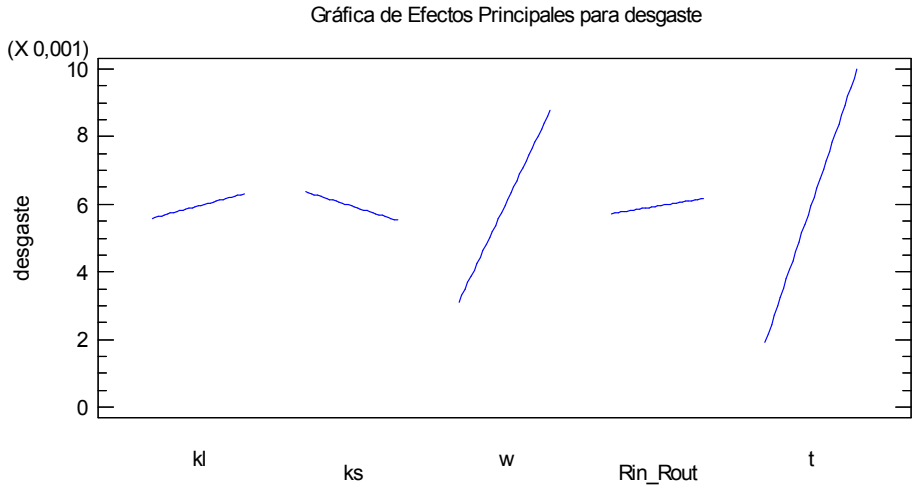
VI.2.6 Re Walsh Correlación Eisenberg – desgaste horizontal

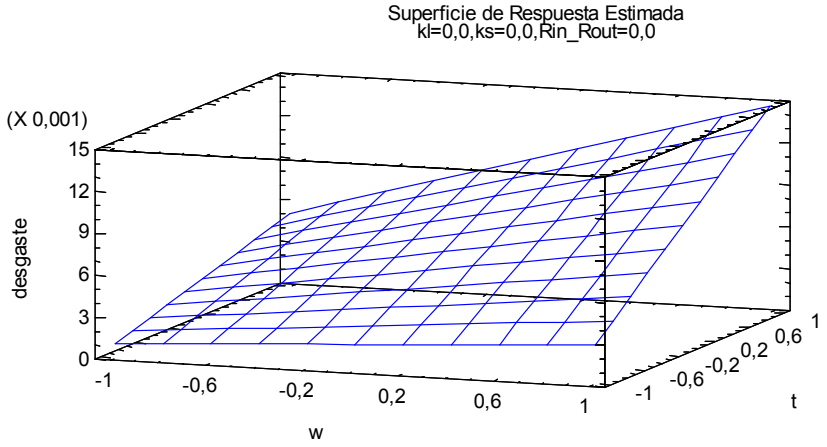




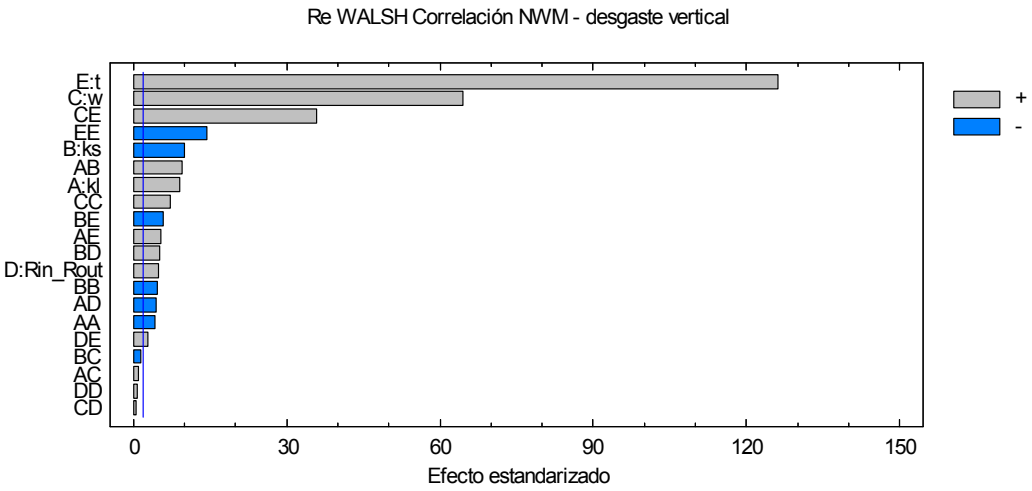


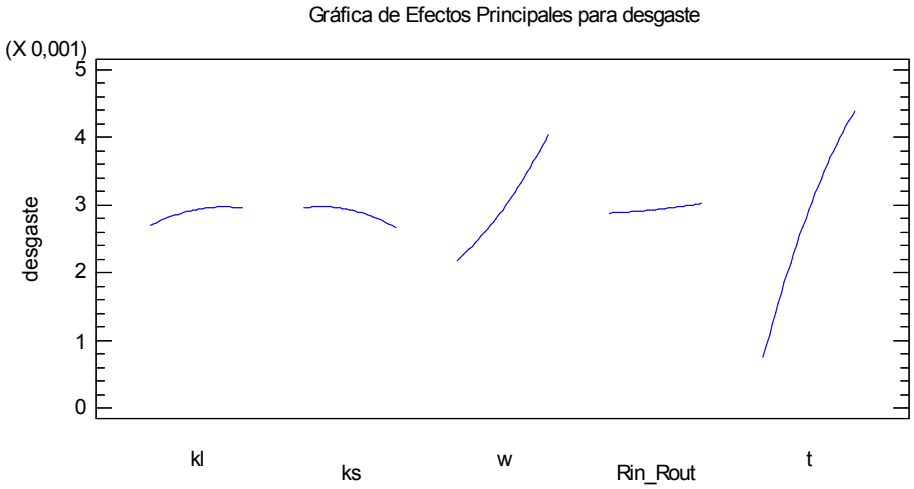

Re WALSH Correlación Eisenberg - desgaste horizontal
E:t
C:w
CE
B:ks
A:kl
AB
BE
D:Rin_Rout
0
20
40
60
80
Efecto estandarizado
+
-

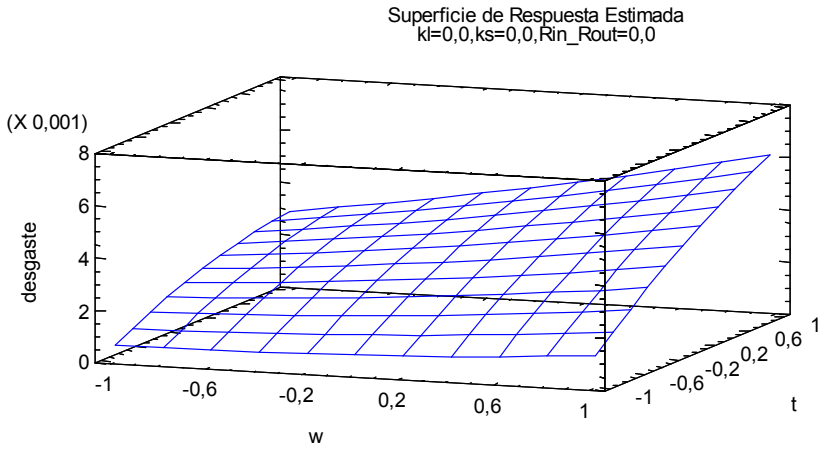

Gráfica de Efectos Principales para desgaste
(X 0,001)
10
8
6
4
2
0
desgaste
kl
ks
w
Rin_Rout
t

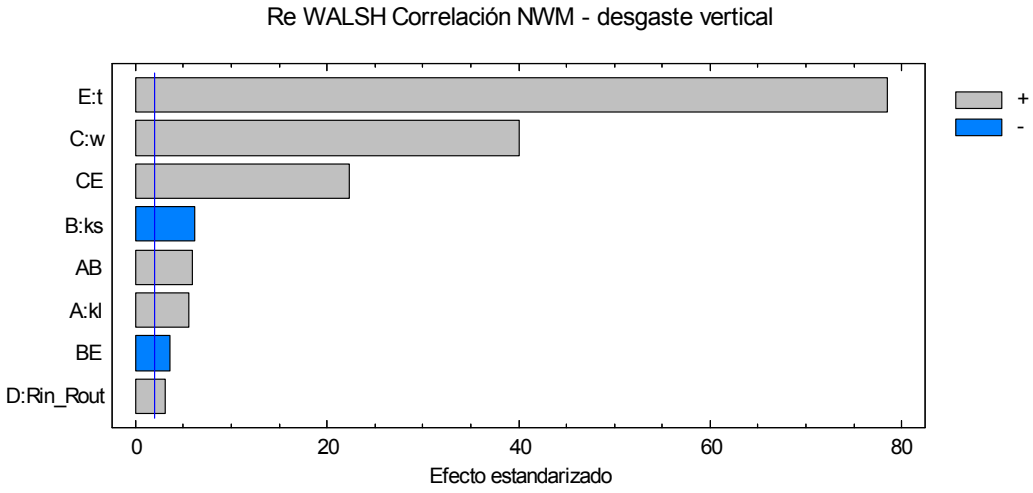

Superficie de Respuesta Estimada
kl=0,0,ks=0,0,Rin_Rout=0,0
(X 0,001)
15
12
9
6
3
0
desgaste
-1
-0,6
-0,2
0,2
0,6
1
w
t

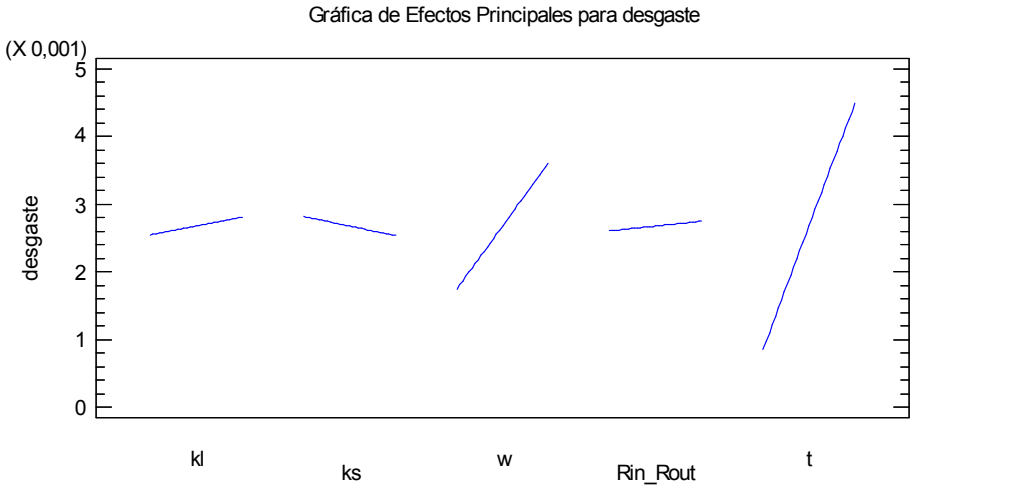
VI.2.7 Re Walsh Correlación NWM – desgaste vertical

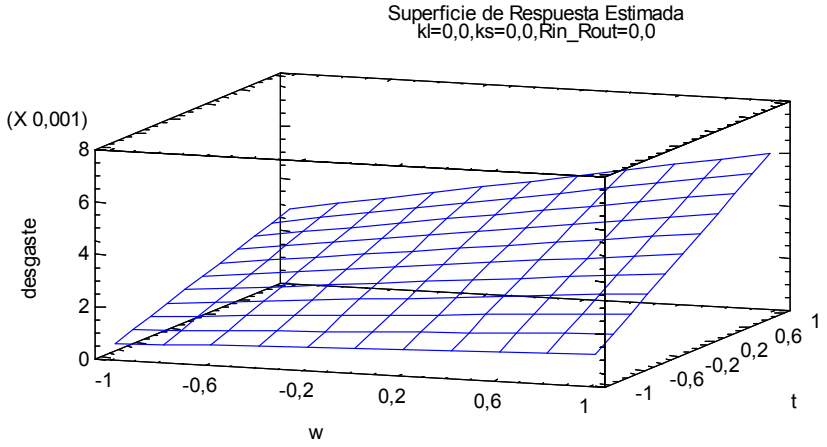




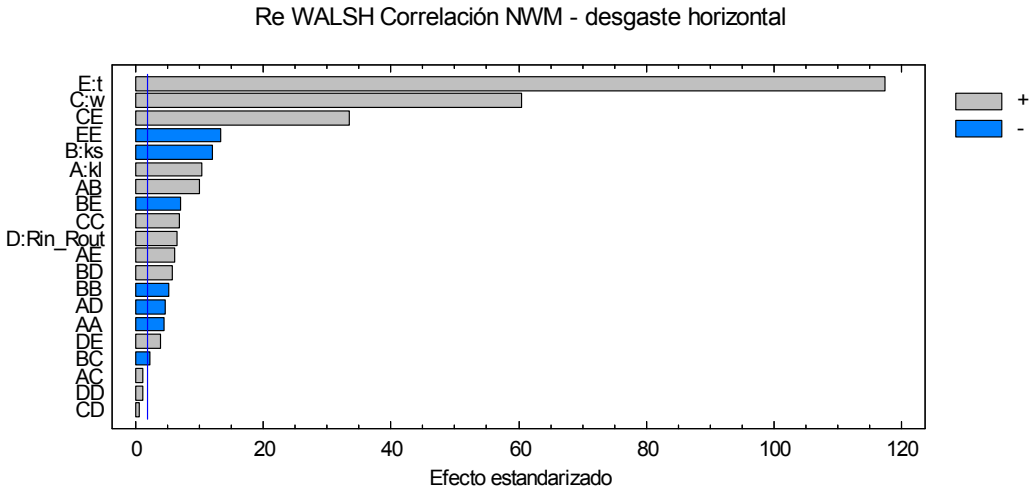


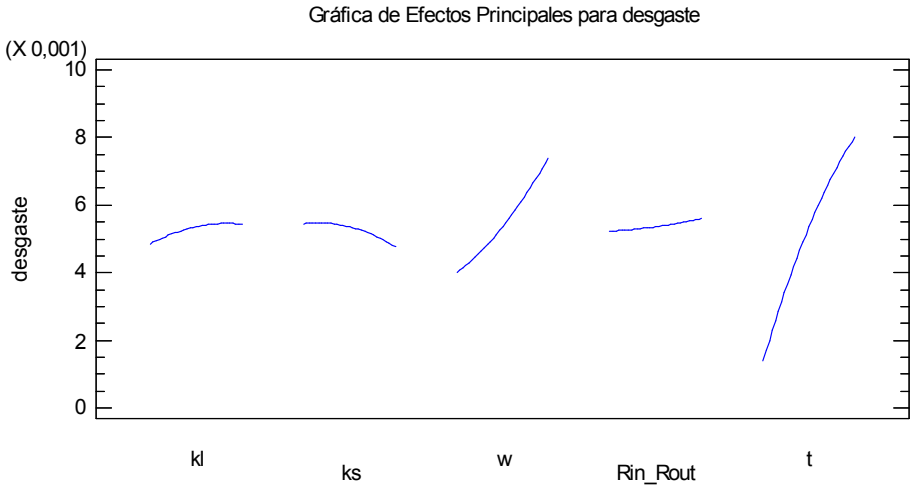

Re WALSH Correlación NWM - desgaste vertical
E:t
C:w
CE
B:ks
AB
A:kl
BE
D:Rin_Rout
0
20
40
60
80
Efecto estandarizado
+
-

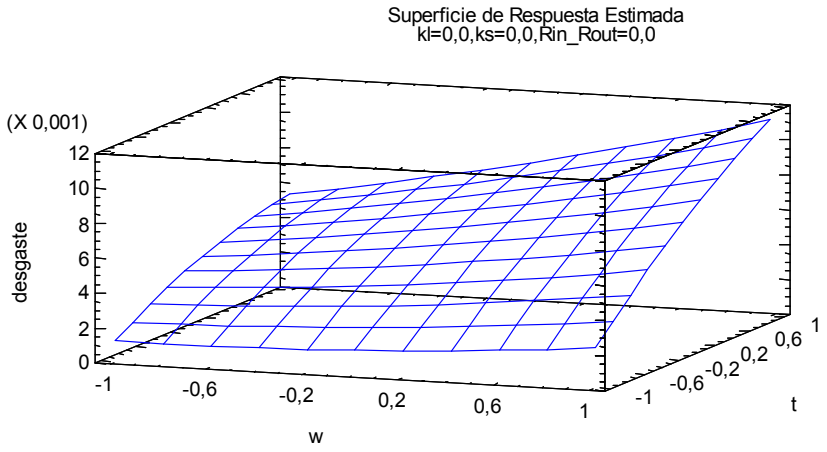

Gráfica de Efectos Principales para desgaste
(X 0,001)
5
4
3
2
1
0
desgaste
kl
ks
w
Rin_Rout
t

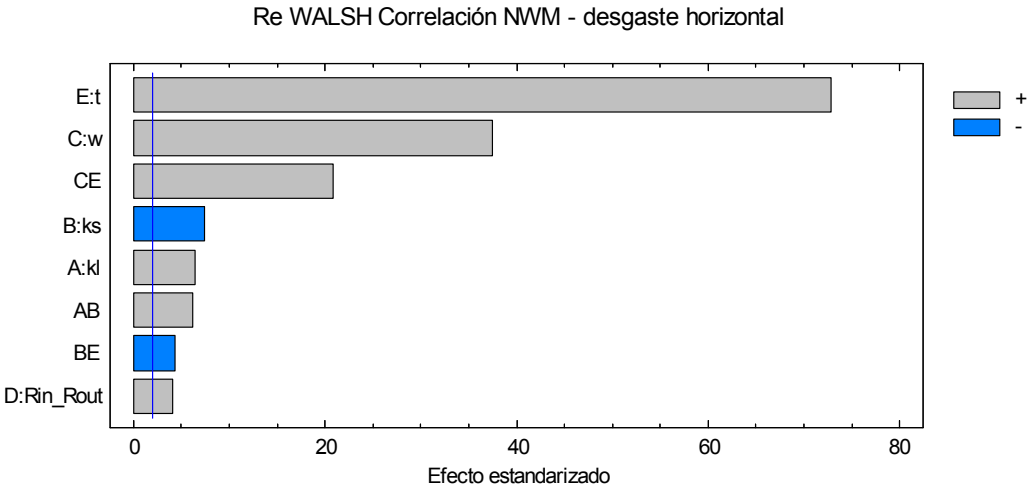

Superficie de Respuesta Estimada
kl=0,0,ks=0,0,Rin_Rout=0,0
(X 0,001)
8
6
4
2
0
desgaste
-1
-0,6
-0,2
0,2
0,6
1
w
t

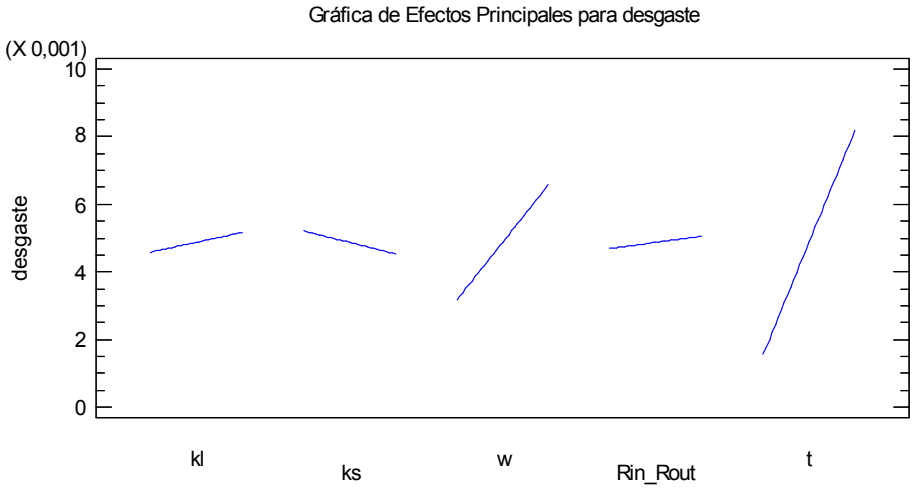
VI.2.8 Re Walsh Correlación NWM – desgaste horizontal

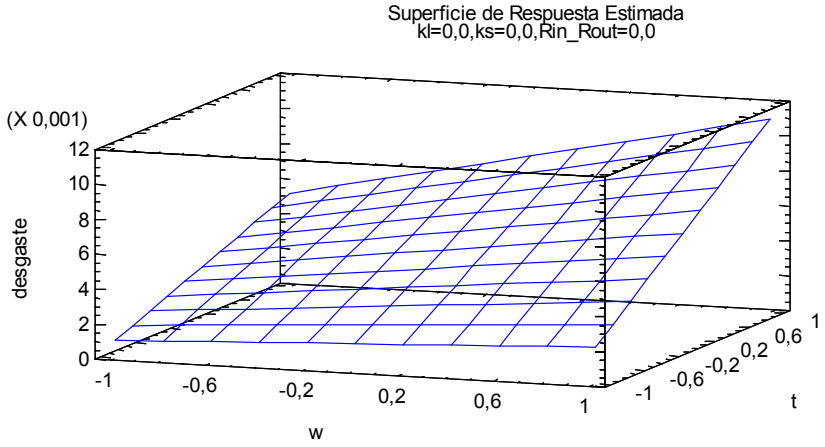







Re WALSH Correlación NWM - desgaste horizontal
E:t
C:w
CE
B:ks
A:kl
AB
BE
D:Rin_Rout
0
20
40
60
80
Efecto estandarizado
+
-


Gráfica de Efectos Principales para desgaste
(X 0,001)
10
8
6
4
2
0
desgaste
kl
ks
w
Rin_Rout
t


Superficie de Respuesta Estimada
kl=0,0,ks=0,0,Rin_Rout=0,0
(X 0,001)
12
10
8
6
4
2
0
desgaste
-1
-0,6
-0,2
0,2
0,6
1
w
t

VII. CONCLUSIONES

1. Con los datos disponibles, resulta muy difícil establecer correlaciones o fijar conclusiones acerca del comportamiento del sistema mediante las simulaciones. Sería necesario disponer de un estudio térmico más severo para extraer datos de desgaste más fiables. Ya que, en ocasiones, no concuerdan los resultados de desgaste reales, con los esperados teóricamente y quizás se estén considerando como válidos, algunos datos erróneos, puesto que no se puede saber si existe reproducibilidad en los resultados, al no existir suficientes repeticiones de los ensayos. Hay que tener en cuenta que, de tres probetas disponibles, para tres tiempos diferentes de ensayo, dos fueron sumergidas en baños de las mismas características y la otra se introdujo en un baño diferente, por lo que los resultados ya no serían comparables.

2. En este caso, en el que se estudia un test dinámico de desgaste por inmersión de las probetas en un baño (*rotating finger test*), no se puede considerar un modelo de simulación únicamente térmico estático, como se había hecho hasta ahora en otros estudios previos de este grupo de investigación basados en ensayos de desgaste (*finger test*), sino que se considera necesario emplear un modelo de simulación de la transferencia de calor que tenga en cuenta además el movimiento rotacional del sistema, puesto que ese movimiento tiene una influencia importante en el flujo del fluido y por tanto, favorece la transmisión de calor, por lo que debería dar lugar a un incremento en el desgaste generado, respecto al ensayo estático.

3. Para estimar el coeficiente de transferencia de materia, sería necesario disponer de más datos experimentales, para poder establecer una correlación para el caso particular del estudio. Al no poseer dichos datos, se ha optado por emplear como novedad una correlación típica del electrodo de cilindro rotatorio: la ecuación de Eisenberg. No obstante, para poder validar el modelo sería necesario determinar empíricamente una correlación específica.

4. Es necesario conocer mucho mejor el sistema para poder estimar el transporte de materia puesto que los principales factores que influyen en el transporte de materia son la turbulencia del baño, la geometría del sistema y la rugosidad de la probeta. Asimismo, la temperatura es otro factor que afecta directamente a las propiedades de los materiales y de forma indirecta tiene una importante influencia en el transporte de materia y en el desgaste final de la probeta.

5. Aunque se consiguiesen más datos experimentales y se monitorizase térmicamente el ensayo, seguirá existiendo una importante dificultad a la hora de predecir el comportamiento del sistema con un modelo simulado, puesto que resulta prácticamente imposible predecir el régimen turbulento. Por tanto, los resultados deberán considerarse siempre como una aproximación de lo que sería el caso real, por un lado debido a que se obtienen soluciones aproximadas del sistema de ecuaciones mediante las simulaciones y por otro lado, por la propia turbulencia del sistema.

6. Utilizando las gráficas generadas por Minitab y Statgraphics, es posible observar los parámetros que más afectan al desgaste. El tiempo (t) y la velocidad de giro (w), son los dos parámetros que más afectan a desgaste, produciendo un aumento considerable del mismo al incrementar sus valores. La conductividad térmica del líquido (kl) y la relación de radios (Rin/Rout) también favorecen el desgaste al aumentar su valor, mientras que a medida que aumentamos la conductividad térmica del sólido (ks) el desgaste tanto horizontal como vertical, disminuye.

7. Para ver cuál de los modelos se ajusta más al desgaste real observado, sería necesario comparar todas las gráficas entre sí, lo que puede resultar difícil debido a la gran cantidad de datos y de gráficas obtenidas. Para simplificar, se utilizan los resultados generados por los programas Minitab y Statgraphics y se centra la atención en los parámetros que diferencian un modelo de otro. Observando esos resultados, es posible ver cómo el efecto de la relación Rin/Rout es distinto según se utilice el Reynolds BSL o el Reynolds WALSH, por lo que se utilizarán estas gráficas de comparación de Rin/Rout para identificar el modelo más adecuado.

8. Utilizando el Reynolds BSL, el desgaste vertical disminuye medida que aumenta la relación Rin/Rout (en ambas correlaciones); mientras que, cuando se emplea el Reynolds WALSH, el desgaste vertical aumenta ligeramente a medida que se incrementa la relación entre radios (en ambas correlaciones). En el caso del desgaste horizontal, para el Reynolds BSL, el desgaste aumenta en mayor proporción que en el caso del Reynolds WALSH. Por tanto, al observar las gráficas de comparación del desgaste promedio real con el desgaste simulado para el parámetro Rin/Rout, aquel modelo donde el desgaste calculado se aproxima más al real, será el que mejor resultado presenta.

9. El Reynolds de WALSH se utiliza con dos correlaciones del coeficiente de transferencia de materia diferentes, Eisenberg y NWM (correlación típica del Modelo de Desgaste Nodal). Observando detenidamente las gráficas, se ve que la combinación de Reynolds de WALSH y correlación NWM ofrece un resultado más cercano al perfil real promedio, con lo cual, esta combinación es la que mejor refleja el desgaste real de la probeta en las condiciones ensayadas.

VIII. BIBLIOGRAFÍA

AKKURT, S., LEIGH, H. D. (2003). *Corrosion of MgO-C Ladle Refractories.* American Ceramic Society Bulletin, 82 (5), p.32-40.

ALFONSO, A., VERDEJA, L. F., (1998). *Modelos de transporte de calor en Elementos Finitos: Metodología de desarrollo mediante ordenador*. RDM Revista de Minas (Universidad de Oviedo). Primer y segundo semestres. Números 17 y 18. p. 113-120.

ALFONSO, A., VERDEJA, L. F., (2000). *Práctica y problemas de siderurgia*. p. 28-65. Asturias: Fundación Luis Fernández Velasco.

BARBÉS, M. A.. (2011). *Termodinámica aplicada a los diagramas de fases*. Tesis. Oviedo: Universidad de Oviedo.

BARBÉS, M. F (2004). *El Modelo de Desgaste Nodal en la simulación y diseño de los crisoles de alto horno*. Tesis. Oviedo: Universidad de Oviedo.

BARBÉS, M. F. [et al.] (2008). *Design of blast furnace crucibles by means of the Nodal Wear Model*. ISIJ International, 48 (2), p.134-140

BIRD, R., B., STEWART, W. E., LIGHTFOOT, E. N., (1993). *Fenómenos de transporte*. Barcelona: Editorial Reverté.

BLOND, E. [et al.] (2007). *Effect of Slag Impregnation on Thermal Degradations in Refractories.* J. Am. Ceram. Soc. 90 [1]. p. 154-162.

CALIGARIS, R. E. [et al.] (2004). *Desgaste de frente de piquera en AH Nº2 de SIDERAR*. Congreso CONAMET/SAM 2004.

CAMELI, S. [et al.] (2007). *Evaluación de la resistencia en atmosfera de monóxido de carbono de materiales refractarios utilizados en alto horno*. Notas 6ª Ironmaking Conference, Rosario, Santa Fe.

CARO, I., ODRIOZOLA, A., BRIZ, C., (1998). *Corrosión de refractarios: Puesta a punto de un ensayo de laboratorio.* Boletín de la Sociedad Española de Cerámica y Vidrio. Volumen 38. Número 5. p. 411-416.

CHAPMAN, ALAN J. (1968). *Transmisión del calor.*

CHEN, E., BUYUKOZTURK, O. (1985). *Modeling of Long Term Corrosion Behavior of Refractory Linings in Slagging Gasifiers*. American Ceramic Society Bulletin, 64 (7), p. 995-1000.

COMSOL AB. (2006) COMSOL Multiphysics. Chemical Engineering Module, Versión 3.3.

COMSOL AB. (2006) COMSOL Multiphysics. Heat Transfer Module, Versión 3.3.

COMSOL AB. (2006) COMSOL Multiphysics. User's Guide, Versión 3.3.

CORNWELL, KEITH; *Transferencia de calor*.

DE AZA, A. H., (1996). *Corrosión de materiales refractarios por escorias y vidrios fundidos.* Boletín de la Sociedad Española de Cerámica y Vidrio. Volumen 35. Número 2. p.: 87-101.

FAGERLUND, K., SHOUYI, S. Y JAHANSHAHI, SH. (2002). *Effect of Marangoni-induced flow on the rate of refractory dissolution in molten slags*. Scandinavian Journal of Metallurgy, 31, p.359-366

GARCÍA NIETO, P. J., (1997) *Una formulación de elementos finitos para un problema de transferencia de calor con radiación.* RDM Revista de Minas (Universidad de Oviedo). Primer y segundo semestres. Números 15 y 16. p. 49-56.

GASSER, A., TERNY-REBEYROTTE, K., BOISSE, PH. (2005). *Modélisation thermomécanique de structures réfractaires comportant des joints de dilatation.* Méchanique & Industries. 6. p. 169-178.

GAYE, H., FARAL, M. Y LEHMANN, J. (2003). *Computational thermodynamics applied to steel elaboration*. La Revue de Métallurgie-CIT/Science et Génie des Materiaux, p. 125-134.

JANSSON, S. (2008). *A study on the influence of steel, slag or gas on refractory reactions*. Tesis. Estocolmo: Royal Institute of Technology.

JUSTUS, S. M [et al.]. (2002). *Innovaciones en la gestión y calidad de los revestimientos refractarios en la Compañía Siderúrgica Nacional (Brasil)*. Boletín de la Sociedad Española de Cerámica y Vidrio, 41 [2], p. 233-239.

KREITH, F., BLACK, W. Z., (1983). *La transmisión de calor. Principios fundamentales.*

LEE, W. E., ZHANG, S. (1999). *Melt corrosion of oxide and oxide-carbon*. International Materials Reviews, 44 (3), p.77-104

McCABE, W. L., SMITH, J. C., HARRIOT, P., (2002). *Operaciones Unitarias en Ingeniería Química*.

McGEE, T. D. (1981). *Slag Attack under Turbulent or Near-Turbulent Flow Conditions*. Ceram. Eng. Sc. Proc., 2, p.1190-1199.

McNALLY, R. [et al.] (2000). *Advances advantages with ceramic cup technology.* Saint-Gobain: Ceramics & Plastics.

MILLS, I. [et al.] (1999). *Magnitudes, Unidades y Símbolos en Química Física.*

MUKAI, K. (1992). *Wetting and Marangoni Effect in Iron and Steelmaking Processes*. ISIJ International, vol. 32, nº 1, p. 19-25.

NISHIYAMA, H., SATO, T., TAKAMURA, K. (2003). *Performance Evaluation of Arc-Electrodes Systems for High Temperature Materials Processing by Computational Simulation*. ISIJ International, 43 (6), p. 950-956.

NORTON, F.H.;(1972). *Refractarios.*

OTERO, E. (2012). *Corrosión y degradación de materiales*. Madrid: Editorial Síntesis.

PARRA, R. [et al.] (2005). *Analyzing Furnace-Lining Integrity Using Nodal Wear Modeling*, JOM, Octubre, p.29-36.

PARRA, R. [et al.] (2009). *Bottom design optimisation of electric arc furnace for ferromanganese production using nodal wear model*, Ironmaking & Steelmaking, vol. 36, issue 7, p. 529-536.

PEÑA, D. Y., PEDRAZA, S. R. Y VÁSQUEZ C. (2010). *Evaluación de la corrosión del acero AISI-SAE 1020 en un ambiente multifásico de salmuera CO_2-H_2S*, Ingeniería & Desarrollo, Universidad del norte, 27, p.187-214.

PERO-SANZ, J. A. (2004). *Aceros: Metalurgia física, selección y diseño*. Madrid: Editorial Dossat 2000.

POIRIER, J. [et al.] (2007). *An Overview of Refractory Corrosion: Observations, Mechanisms and Thermodynamic Modeling.* Refractories Applications Transactions. Volumen 3. Número 2, p. 2-12.

POIRIER, J. [et al.] (2008). *Analysis and interpretation of refractory microstructures in studies of corrosión mechanisms by liquid oxides*. Journal of the European Cceramis Society, 28 (8), p.1557-1568.

ROSENQVIST, T. (1987). *Fundamentos de metalurgia extractiva*. México: Editorial Limusa.

SANCHO, J., VERDEJA, L. F. Y BALLESTER, A. (2003). *Metalurgia extractiva. Volumen II: Procesos de obtención*. Madrid: Editorial Síntesis.

SHAO, L., SAXÉN, H. (2011). *A Simulation Study of Blast Furnace Herath Drainage Using a Two-phase Flow Model of the Taphole*. ISIJ International, 51 (2), p.228-235.

TÉCNICA REFRACTARIA DIDIER; *Materiales refractarios y sus características.*

TORRES, R. Y GRAU, L. (2007) *Introducción a la mecánica de fluidos y transferencia de calor con COMSOL MULTIPHYSICS*. Barcelona: Addlink Software Científico, S.L.

VERDEJA, L. F., SANCHO, J. P. Y BALLESTER, A. (2008). *Materiales refractarios y cerámicos.* Madrid: Editorial Síntesis.

VERNILLI, F. [et al] (2005). *Corrosion Behavior in Graphite Refractories Impregnated with ZrO_2 and CeO_2 Carrying Solutions.* ISIJ International. Vol.45 No. 12 , p. 1871-1877.

WALSH, F. (2000). *Un primer curso de ingeniería electroquímica*. Alicante: Editorial Club Universitario.

ZHANG, Y. [et al.] (2007). *A Methodology for Blast Furnace Hearth Inner Profile Analysis*. J. Heat Transfer, 129 (12), p.1729-1731.

ZHONGDA, Y., MUKAI, K. (1992). *Direct Observation of the Local Corrosion of Solid Silica of Liquid Fe_tO-SiO_2 slags*. J. Japan Inst. Metals, 56 (10), p.1137-1144.

ZIENKIEWICZ, O. C., TAYLOR, R. L. (1994). *El Método de los Elementos Finitos. Formulación básica y problemas lineales.* Barcelona. Editorial:McGrawHill.

IX. LISTA DE TABLAS

Tabla IV. 1: Ejemplo de tabla de constantes para uno de los modelos de ensayo simulado. 48

Tabla IV. 2: Valores típicos de algunas propiedades pata diferentes tipos de materiales carbonosos. (Universidad AGH). 53

Tabla V. 1: Ecuación de corrosión por disolución química utilizada en el Modelo de Desgaste Nodal (Parra et al. 2009)……..84

Tabla V. 2: Tabla de ecuaciones de correlación para diferentes condiciones y geometrías. (Walsh 2000)..... 85

Tabla VI. 1: Conjunto de ensayos simulados del diseño de experimentos propuesto.. 147

X. LISTA DE FIGURAS

Figura III. 1: Esquemas de diferentes ensayos de corrosión en laboratorio estáticos y dinámicos. (Lee y Zhang 1999). 32

Figura IV. 1: Montaje experimental de los ensayos reales de desgaste. (Universidad AGH). 43

Figura IV. 2: Parte sumergida de las probetas reales ensayadas. (Universidad AGH). . 44

Figura IV. 3: Termografía de la parte superior del montaje experimental de los ensayos reales de desgaste. (Universidad AGH). 45

Figura IV. 4: Definición de la geometría del modelo con COMSOL Multiphysics. 47

Figura IV. 5: Detalle del dominio fundido y la parte sumergida del dominio sólido de la geometría del modelo con COMSOL Multiphysics. 47

Figura IV. 6: Detalle de los subdominios del modelo con COMSOL Multiphysics. 49

Figura IV. 7: Detalle de los contornos del modelo con COMSOL Multiphysics. 49

Figura IV. 8: Detalle de los puntos del modelo con COMSOL Multiphysics. 50

Figura IV. 9: Detalle del mallado y refino de la malla del modelo con COMSOL Multiphysics. 51

Figura IV. 10: Temperatura del conjunto para t15K0.2w80ks150kl25 56

Figura IV. 11: Temperatura del conjunto para t15K0.4w80ks150kl25 56

Figura IV. 12: Temperatura del conjunto para t15K0.8w80ks150kl25 56

Figura IV. 13: Temperatura del baño para t15K0.2w80ks150kl25 57

Figura IV. 14: Temperatura del baño para t15K0.4w80ks150kl25 57

Figura IV. 15: Temperatura del baño para t15K0.8w80ks150kl25 57

Figura IV. 16: Perfil vertical de temperatura para t15K0.2w80ks150kl25 58

Figura IV. 17: Perfil vertical de temperatura para t15K0.4w80ks150kl25 58

Figura IV. 18: Perfil vertical de temperatura para t15K0.8w80ks150kl25 58

Figura IV. 19: Perfil radial de temperatura para t15K0.2w80ks150kl25 59

Figura IV. 20: Perfil radial de temperatura para t15K0.4w80ks150kl25 59

Figura IV. 21: Perfil radial de temperatura para t15K0.8w80ks150kl25 59

Figura IV. 22: Campo de velocidad para t15K0.2w80ks150kl25 60

Figura IV. 23: Campo de velocidad para t15K0.4w80ks150kl25 60

Figura IV. 24: Campo de velocidad para t15K0.8w80ks150kl25 60

Figura IV. 25: Temperatura del conjunto para t15K0.4w40ks150kl25 61

Figura IV. 26: Temperatura del conjunto para t15K0.4w80ks150kl25 61

Figura IV. 10: Temperatura del conjunto para t15K0.4w160ks150kl25 61

Figura IV. 28: Temperatura del baño para t15K0.4w40ks150kl25 62

Figura IV. 29: Temperatura del baño para t15K0.4w80ks150kl25 62

Figura IV. 30: Temperatura del baño para t15K0.4w160ks150kl25 62

Figura IV. 31: Perfil vertical de temperatura para t15K0.4w40ks150kl25 63

Figura IV. 32: Perfil vertical de temperatura para t15K0.4w80ks150kl25 63

Figura IV. 33: Perfil vertical de temperatura para t15K0.4w160ks150kl25 63

Figura IV. 34: Perfil radial de temperatura para t15K0.4w40ks150kl25 64

Figura IV. 35: Perfil radial de temperatura para t15K0.4w80ks150kl25 64

Figura IV. 36: Perfil radial de temperatura para t15K0.4w160ks150kl25 64

Figura IV. 37: Campo de velocidad para t15K0.4w40ks150kl25 65

Figura IV. 38: Campo de velocidad para t15K0.4w80ks150kl25 65

Figura IV. 39: Campo de velocidad para t15K0.4w160ks150kl25 65

Figura IV. 40: Temperatura del conjunto para t15K0.4w80ks10kl25 66

Figura IV. 41: Temperatura del conjunto para t15K0.4w80ks30kl25 66

Figura IV. 42: Temperatura del conjunto para t15K0.4w80ks150kl25 66

Figura IV. 43: Temperatura del baño para t15K0.4w80ks10kl25 67

Figura IV. 44: Temperatura del baño para t15K0.4w80ks30kl25 67

Figura IV. 45: Temperatura del baño para t15K0.4w80ks150kl25 67

Figura IV. 46: Perfil vertical de temperatura para t15K0.4w80ks10kl25 68

Figura IV. 47: Perfil vertical de temperatura para t15K0.4w80ks30kl25 68

Figura IV. 48: Perfil vertical de temperatura para t15K0.4w80ks150kl25 68

Figura IV. 49: Perfil radial de temperatura para t15K0.4w80ks10kl25 69

Figura IV. 50: Perfil radial de temperatura para t15K0.4w80ks30kl25 69

Figura IV. 51: Perfil radial de temperatura para t15K0.4w80ks150kl25 69

Figura IV. 52: Campo de velocidad para t15K0.4w80ks10kl25 70

Figura IV. 53: Campo de velocidad para t15K0.4w80ks30kl25 70

Figura IV. 54: Campo de velocidad para t15K0.4w80ks150kl25 70

Figura IV. 55: Temperatura del conjunto para t15K0.4w80ks150kl5 71

Figura IV. 56: Temperatura del conjunto para t15K0.4w80ks150kl25 71

Figura IV. 57: Temperatura del conjunto para t15K0.4w80ks150kl50 71

Figura IV. 58: Temperatura del baño para t15K0.4w80ks150kl5 72

Figura IV. 59: Temperatura del baño para t15K0.4w80ks150kl25 72

Figura IV. 60: Temperatura del baño para t15K0.4w80ks150kl50 72

Figura IV. 61: Perfil vertical de temperatura para t15K0.4w80ks150kl5 73

Figura IV. 62: Perfil vertical de temperatura para t15K0.4w80ks150kl25 73

Figura IV. 63: Perfil vertical de temperatura para t15K0.4w80ks150kl50 73

Figura IV. 64: Perfil radial de temperatura para t15K0.4w80ks150kl5 74

Figura IV. 65: Perfil radial de temperatura para t15K0.4w80ks150kl25 74

Figura IV. 66: Perfil radial de temperatura para t15K0.4w80ks150kl50 74

Figura IV. 67: Campo de velocidad para t15K0.4w80ks150kl5 75

Figura IV. 68: Campo de velocidad para t15K0.4w80ks150kl25 75

Figura IV. 69: Campo de velocidad para t15K0.4w80ks150kl50 75

Figura V. 1: Selección de nodos en la intercara sólido-fluido del modelo……..88