

**INSTITUTO SUPERIOR MINERO METALÚRGICO
“Dr. ANTONIO NÚÑEZ JIMÉNEZ”
FACULTAD DE METALURGIA Y ELECTROMECAÁNICA
DEPARTAMENTO DE INGENIERÍA MECÁNICA**

**MODELACIÓN DEL PROCESO DE
ENFRIAMIENTO DEL MINERAL LATERÍTICO EN
CILINDROS HORIZONTALES ROTATORIOS**

**TESIS PRESENTADA EN OPCIÓN AL GRADO CIENTÍFICO
DE DOCTOR EN CIENCIAS TÉCNICAS**

EVER GÓNGORA LEYVA

**Moa
2013**

**INSTITUTO SUPERIOR MINERO METALÚRGICO
“Dr. ANTONIO NÚÑEZ JIMÉNEZ”
FACULTAD DE METALURGIA Y ELECTROMECAÁNICA
DEPARTAMENTO DE INGENIERÍA MECÁNICA**

**MODELACIÓN DEL PROCESO DE
ENFRIAMIENTO DEL MINERAL LATERÍTICO EN
CILINDROS HORIZONTALES ROTATORIOS**

**TESIS PRESENTADA EN OPCIÓN AL GRADO CIENTÍFICO
DE DOCTOR EN CIENCIAS TÉCNICAS**

Autor: Prof. Aux., Ing. Ever Góngora Leyva, M. Sc.

**Tutores: Prof. Aux., Lic. Arístides Alejandro Legrá Lobaina, Dr. C.
Prof. Tit., Ing. Ángel Oscar Columbié Navarro, Dr. C.**

**Moa
2013**

SÍNTESIS

En el presente trabajo a través de la sistematización de los fundamentos básicos, las teorías, las leyes y los principios generales que rigen la termodinámica, la transferencia de calor y la mecánica de los fluidos, particularizados a condiciones específicas, se desarrolló la modelación matemática con base fenomenológica del proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido. El modelo matemático obtenido para los flujos de calor que inciden en el enfriamiento, se implementó en una aplicación informática, a través de la cual se validó y comprobó que el mismo describe satisfactoriamente el proceso de enfriamiento en las condiciones actuales de explotación; por tal razón se considera la novedad científica de la tesis doctoral. La simulación de la distribución de temperatura del mineral, de la pared y del agua, demuestra que el mecanismo de transferencia de calor predominante durante el enfriamiento es el que ocurre entre el mineral y la pared interior del cilindro. Se estableció el régimen racional de operación del objeto de estudio que garantiza la menor temperatura del mineral a la descarga del enfriador. Se exponen además los beneficios económicos y los impactos ambientales asociados al proceso de enfriamiento del mineral reducido.

ÍNDICE

	Pág.
INTRODUCCIÓN	1
CAPÍTULO 1. MARCO CONTEXTUAL Y TEÓRICO DEL PROCESO DE ENFRIAMIENTO DEL MINERAL LATERÍTICO REDUCIDO.....	9
Introducción	9
1.1. Caracterización del flujo tecnológico en la empresa	9
1.1.1. Flujo tecnológico de la Unidad Básica de Producción Planta de Hornos	11
1.1.2. Especificidades del flujo tecnológico del enfriador del mineral laterítico reducido	12
1.2. Modos básicos de intercambio de calor.....	12
1.2.1. Conducción.....	13
1.2.2. Convección.....	14
1.2.3. Radiación.....	17
1.3. Procesos donde intervienen sólidos granulados	18
1.3.1. Procesos de mezclado de sólidos granulados	18
1.3.2. Procesos de transferencia de calor en sólidos granulados	20
1.3.3. Procesos de transferencia de calor entre un sólido granulado y otros medios	21
1.4. Modelos de transferencia de calor y masa en cilindros horizontales rotatorios	25
1.5. Procesos de transferencia de calor en el enfriador.....	26
1.5.1. Transferencia de calor entre el mineral y la pared del cilindro	28
1.5.2. Transferencia de calor entre el mineral, los gases y la pared del cilindro	31
1.5.3. Transferencia de calor en la pared del cilindro	33
1.5.4. Transferencia de calor de la pared del cilindro al agua	33
1.5.5. Transferencia de calor y masa del agua al aire.....	36

1.6.	Análisis crítico de los estudios realizados al proceso de enfriamiento de mineral.....	38
	Conclusiones del capítulo	41
CAPÍTULO 2. MODELACIÓN DEL PROCESO DE ENFRIAMIENTO DEL MINERAL		
LATERÍTICO REDUCIDO EN CILINDROS HORIZONTALES		
ROTATORIOS		
		42
	Introducción	42
2.1.	Modelación de la transferencia de calor en el enfriador.....	43
2.1.1.	Balance de masa y energía del mineral	44
2.1.2.	Balance de masa y energía de la pared del cilindro.....	45
2.1.3.	Balance de masa y energía del agua	46
2.1.4.	Modelo de transferencia de calor en el enfriador	46
2.1.5.	Modelo para calcular la temperatura del agua.....	48
2.2.	Cálculo del área de la sección transversal del sólido.....	48
2.3.	Cálculo del volumen de la sección del cilindro sumergida en la piscina	52
2.4.	Caracterización de los coeficientes del modelo.....	55
2.4.1.	Caracterización de los coeficientes de transferencia del mineral a la pared	55
2.4.2.	Caracterización de los coeficientes de transferencia de la pared al agua	57
2.4.3.	Caracterización del término y del parámetro de transferencia del agua al aire	
	60
2.4.4.	Modelo generalizado de la transferencia de calor en el enfriador.....	63
	Conclusiones del capítulo	64
CAPÍTULO 3. IMPLEMENTACIÓN DEL MODELO MATEMÁTICO PARA EL		
PROCESO DE ENFRIAMIENTO DEL MINERAL LATERÍTICO		
REDUCIDO		
		65
	Introducción	65
3.1.	Información experimental para el ajuste y validación del modelo.....	66

3.1.1.	Selección de las variables que influyen en el proceso de enfriamiento	66
3.1.1.1.	Flujo de mineral.....	66
3.1.1.2.	Flujo de agua que entra a la piscina.....	66
3.1.1.3.	Temperatura del mineral a la entrada	67
3.1.1.4.	Temperatura del mineral a la salida del enfriador	67
3.1.1.5.	Temperatura del agua a la entrada de la piscina.....	67
3.1.1.6.	Velocidad de rotación del cilindro.....	68
3.1.2.	Análisis de las perturbaciones	68
3.1.3.	Diseño del proceso de medición.....	69
3.1.3.1.	Experimento activo.....	69
3.1.3.2.	Experimento pasivo	71
3.1.4.	Instalación experimental.....	71
3.1.5.	Análisis estadístico de las variables del proceso de enfriamiento	72
3.2.	Modelo para estimar la temperatura del agua en $x = 0$	73
3.3.	Modelo para ajustar las ecuaciones diferenciales.....	74
3.4.	Implementación de los modelos matemáticos en una aplicación informática.....	75
3.5.	Validación del modelo matemático para el proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido a escala industrial	76
3.5.1.	Validación del modelo a través del experimento activo.....	77
3.5.2.	Validación del modelo a través del experimento pasivo	79
3.6.	Aplicación práctica del modelo matemático establecido.....	81
3.7.	Aplicación del procedimiento establecido al Enfriador 5 de la Unidad Básica de Producción Planta Hornos de Reducción de la empresa “Comandante Ernesto Che Guevara”	82
3.7.1.	Cálculo del coeficiente de llenado.....	82

3.7.2.	Cálculo de los coeficientes de transferencia de calor por unidad de longitud	84
3.7.3.	Cálculo del coeficiente de transferencia de calor del mineral-Pared	85
3.7.4.	Cálculo del coeficiente de transferencia de calor pared-agua	86
3.8.	Simulación del proceso de enfriamiento	87
3.9.	Valoración técnico-económica	90
3.10.	Análisis socioambiental del proceso de enfriamiento	91
	Conclusiones del capítulo	93
	CONCLUSIONES GENERALES	95
	RECOMENDACIONES	96
	REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS	97
	SÍMBOLOGÍA	I
ANEXO 1.	ENFRIADOR DE MINERAL HORIZONTAL ROTATORIO	VIII
ANEXO 2.	INSTALACIÓN EXPERIMENTAL	IX
ANEXO 3.	MODELO PARA TEMPERATURA DEL AGUA POR AJUSTE DE MÍNIMO CUADRADO	XIII
ANEXO 4.	DESCRIPCIÓN DE LA APLICACIÓN INFORMÁTICA	XV
ANEXO 5.	VALIDACIÓN MODELO PROPUESTO	XVIII
ANEXO 6.	ENFRIADOR TIPO BAKER	XX
ANEXO 7.	PRODUCCIÓN CIENTÍFICA DEL AUTOR SOBRE EL TEMA DE LA TESIS	XXI

INTRODUCCIÓN

La industria cubana del níquel desempeña un papel importante dentro de la economía nacional y la eficiencia de su equipamiento incide considerablemente en el consumo de portadores energéticos, ello corresponde con los lineamientos para la política industrial y energética que consiste en mejorar la posición de la industria del níquel en los mercados, mediante el incremento de la producción, elevación de la calidad de sus productos y reducción de los costos, lineamiento 224 [1]. Desde el año 1987 la empresa “Comandante Ernesto Che Guevara” contribuye exitosamente al desarrollo del país con la producción de concentrado de níquel más cobalto mediante la tecnología de lixiviación carbonato – amoniacal (Caron), utilizada desde el año 1942 en la empresa “Comandante René Ramos Latour” de Nicaro.

Esta tecnología se distingue por su sencillez y el uso de equipos universalmente conocidos (hornos de soleras múltiples, espesadores y columnas de destilación), que favorecen una producción con alto nivel de mecanización, automatización y un consumo de reactivos relativamente pequeño, excepto el amoníaco [2].

En este esquema tecnológico, el mineral oxidado de níquel es reducido selectivamente. El proceso comienza en la Unidad Básica Minera con la extracción del mineral en las minas a cielo abierto en yacimientos lateríticos del territorio nororiental de Cuba y este se incorpora al flujo tecnológico a través de la Unidad Básica de Producción Planta (UBPP) de Preparación de Mineral; a partir de donde el material circula por diferentes unidades básicas de producción, hasta llegar a la Planta de Calcinación y Sínter, donde culmina el proceso con la obtención del óxido de níquel sinterizado, el óxido de níquel en polvo y el sulfuro de níquel y cobalto, según se muestra en la figura 1, donde: THR - Transportador helicoidal rotatorio.

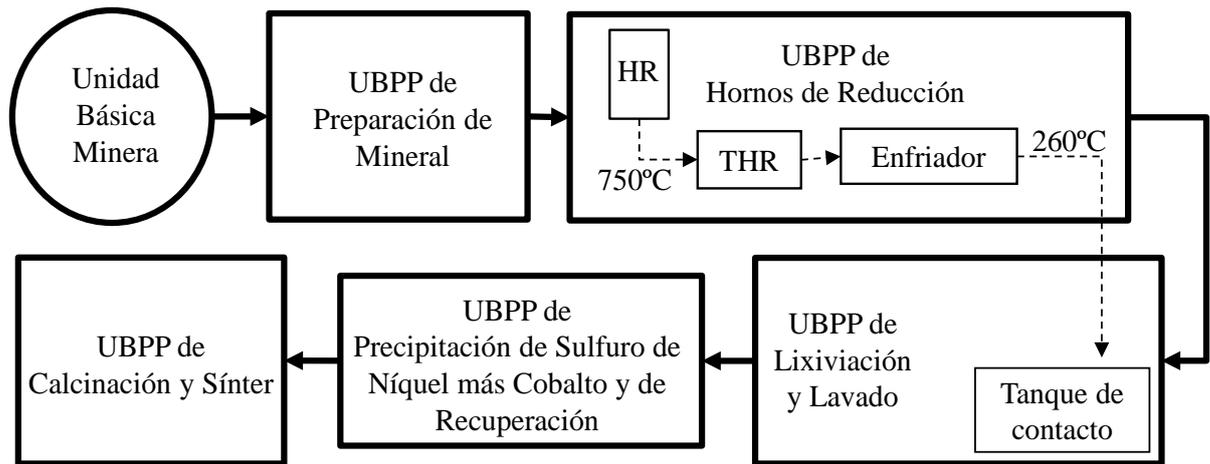


Figura 1. Esquema del proceso tecnológico de lixiviación carbonato – amoniacal.

En la Unidad Básica de Producción Planta Hornos de Reducción se ejecutan los procesos de reducción y enfriamiento, este último consiste en disminuir la temperatura del mineral laterítico, después que se ha reducido en el horno y antes de su tratamiento, hasta el valor requerido con el propósito de preservar sus valores metálicos para el proceso que sigue; y se realiza en un equipo de transporte de sólidos granulados denominado enfriador, formado por:

- Cilindro horizontal rotatorio con tapas cónicas.
- Piscina, donde el cilindro rota y flota, se abastece a flujo constante para garantizar una temperatura del agua estable a un valor conveniente para el proceso de enfriamiento.
- Accionamiento electromecánico que transmite el movimiento al cilindro.

En la empresa “Comandante René Ramos Latour” de Nicaro la temperatura promedio del mineral laterítico reducido a la descarga del enfriador fue de 423,15 K para un flujo de mineral de 13,1 t/h por horno. En la empresa “Comandante Ernesto Che Guevara” se diseñó un equipo similar a los de Nicaro, pero 5 m más largo, para garantizar 393,15 K a la descarga. Estos enfriadores procesarían la carga de dos hornos de reducción (17,2 t/h por horno), equivalente a 30 t/h de mineral reducido. Como consecuencia la temperatura del mineral a la descarga del enfriador se elevaría a niveles prohibitivos (564,15 K) [3].

El manual de instrucciones para el servicio del tambor de enfriamiento de la empresa “Comandante Ernesto Che Guevara” establece que la temperatura a la que debe entrar el mineral al enfriador es de 923,15 K y debe salir a 473,15 K [4].

Entre las acciones realizadas por la empresa “Comandante Ernesto Che Guevara” para perfeccionar los procesos tecnológicos y elevar la eficiencia en las plantas metalúrgicas, se destaca la modificación de las cámaras de combustión de los hornos de reducción [5-7], que permitió aumentar el flujo de mineral de 34 a 44 t/h por enfriador y provocó un incremento de la temperatura del mineral reducido a la salida del enfriador, superior a 473,15 K [8].

En las condiciones actuales de operación se establece que la temperatura del mineral laterítico reducido en la descarga del enfriador debe ser menor o igual que 533,15 K [2].

Según Samalea [9] una de las causas de las elevadas temperaturas se debe al aumento de la capacidad de los hornos de reducción. Argumenta, que para impedir la ebullición de la solución amoniacal el mineral debe salir de los enfriadores a una temperatura de 393,15 K . De lo contrario existirá una mayor evaporación de amoníaco en los tanques de contacto y baja eficiencia en la obtención de níquel y cobalto metálico [8], acarreando problemas extractivos y la formación de incrustaciones de magnesio [3].

Sustentado en la experiencia adquirida desde la puesta en explotación de los enfriadores y los estudios realizados, se considera que las principales causas que inciden en que la temperatura del mineral laterítico reducido a la salida del enfriador sea mayor de 533,15 K son:

- El incremento de la capacidad de los hornos de reducción de 17,2 a 22 t/h , que contribuye que la carga de mineral en cada enfriador sea de 44 t/h en vez de 34 t/h .
- Insuficiente conocimiento acerca de:
 - las variables con mayor efecto en la temperatura del mineral a la salida,
 - los rangos de operación que garanticen que la temperatura del mineral a la salida del enfriador sea menor de 533,15 K ,

- la velocidad y el área que ocupa el mineral dentro del cilindro en función de la cantidad y tipo de carros raspadores instalados,
- la eficacia de los carros raspadores en el interior del cilindro y su incidencia en la temperatura del mineral.

A partir de las cuestiones descritas puede afirmarse que en la Unidad Básica de Producción Planta Hornos de Reducción de la empresa “Comandante Ernesto Che Guevara” se presenta una **situación problémica** relacionada con el desconocimiento del rango racional de operación del enfriador lo cual provoca la salida del mineral a temperaturas superiores a la requerida por diseño. Cuando la temperatura de salida es mayor de 533,15 K se crea una situación crítica, ya que se eleva el consumo de amoníaco en el proceso de lixiviación; hasta el momento, la solución en estos casos ha sido heurística, enfocada al incremento del flujo de agua de enfriamiento y del flujo de licor amoniacal que se añade a la canal de contacto que debe garantizar una relación líquido sólido de 5,5 l de licor por 1 kg de mineral reducido.

Todas estas causas están intrínsecamente relacionadas con la insuficiencia de conocimiento científicamente fundamentado acerca de la interrelación entre la variable de salida (temperatura del mineral) y los parámetros de entrada, que constituyen elementos decisores para lograr que la temperatura del mineral a la salida sea menor o igual que 533,15 K y otras variables. Es por ello que se declara como **problema científico**: el insuficiente conocimiento acerca de la relación que existe entre el comportamiento de la temperatura del mineral laterítico reducido y los principales parámetros y variables que interactúan durante el proceso de enfriamiento del mineral en los enfriadores de la Unidad Básica de Producción Planta Hornos de Reducción de la empresa “Comandante Ernesto Che Guevara”.

Como **objeto de estudio** de la investigación se plantea: el enfriador de mineral número cinco de la Unidad Básica de Producción Planta Hornos de Reducción de la empresa “Comandante Ernesto Che Guevara”.

Como **campo de acción** se declaran: los procesos de transferencia de calor en el enfriador de mineral número cinco de la Unidad Básica de Producción Planta Hornos de Reducción de la empresa “Comandante Ernesto Che Guevara”.

Se define como **objetivo general** de la investigación: establecer un modelo físico-matemático que caracterice los procesos de transferencia de calor en el enfriador de mineral número cinco de la Unidad Básica de Producción Planta Hornos de Reducción de la empresa “Comandante Ernesto Che Guevara” y prediga los valores de las variables y parámetros de entrada que garanticen que la temperatura del mineral a la descarga sea menor o igual que 533,15 K .

Sobre la base del problema a resolver y el objetivo planteado se establece la siguiente **hipótesis científica**: si se caracterizan, teórica y empíricamente el enfriador y el mineral a través de un modelo físico-matemático, sustentado en las leyes de la termodinámica, la transferencia de calor y los principios de la mecánica de los fluidos, que describa el proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido, entonces se podría obtener el régimen racional de operación del enfriador número cinco de la Unidad Básica de Producción Planta Hornos de Reducción de la empresa “Comandante Ernesto Che Guevara”.

Los resultados más relevantes esperados de la investigación son:

Novedad científica: el modelo matemático con base fenomenológica para el proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido en la Unidad Básica de Producción Planta Hornos de Reducción de la empresa “Comandante Ernesto Che Guevara”.

Aportes prácticos:

- El procedimiento de cálculo que integra las ecuaciones diferenciales, de balance de energía y de enlace que conforman el modelo matemático que describe el proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido.
- La aplicación informática “Enfriador del Horno de Reducción ECECG” que permite implementar de forma sencilla, rápida y eficiente, el modelo establecido en el trabajo.

- El régimen racional de operación de los enfriadores de mineral laterítico reducido.

Para cumplimentar el objetivo general se plantean los siguientes **objetivos específicos**:

A. Sistematizar los conocimientos sobre:

- Los procesos de transferencia de calor en el enfriador de mineral laterítico reducido.
- Los modelos relacionados con los procesos de transferencia de calor en cilindros horizontales rotatorios, donde intervienen sólidos granulados.

B. Establecer un modelo físico-matemático que caracterice los procesos de transferencia de calor en los enfriadores de mineral laterítico reducido.

C. Argumentar la capacidad del modelo para predecir los valores de las variables y los parámetros que caracterizan el proceso y su correspondencia con los datos experimentales.

D. Predecir mediante el modelo los valores de las variables y parámetros de entrada que garanticen que la temperatura del mineral a la descarga sea menor o igual que 533,15 K .

Para lograr el cumplimiento de los objetivos propuestos, se plantean las siguientes **tareas**:

A.1. Obtener datos, información y conocimiento a partir de materiales impresos y digitales de fuentes académicas y empresariales.

A.2. Sistematizar y analizar críticamente los datos, información y conocimientos obtenidos.

B.1. Obtener mediante mediciones, datos sobre indicadores relacionados con los procesos de transferencia de calor que ocurren en el objeto de investigación.

B.2. Determinar las ecuaciones de un modelo matemático que describa los elementos esenciales del proceso que se estudia.

B.3. Caracterizar parámetros y coeficientes del modelo a partir de los resultados de B.1.

C.1. Desarrollar una aplicación informática para la simulación del proceso modelado.

C.2. Constatar la validez práctica del modelo estudiado a través de la comparación de los resultados de la simulación con los experimentales.

D.1. Obtener mediante el modelo los valores de las variables y parámetros de entrada que garanticen una temperatura del mineral a la descarga menor o igual que 533,15 K .

Se emplearon los siguientes **métodos de investigación**:

1. **Compilación de conocimiento:** en la búsqueda de datos e información científica mediante la revisión crítica de fuentes bibliográficas relacionadas con la modelación y los procesos de transferencia de calor que tienen lugar en cilindros horizontales rotatorios.
2. **Mediciones:** en la obtención de los valores de las propiedades que caracterizan el proceso de transferencia de calor en el enfriador como objeto de modelación matemática.
3. **Análisis y síntesis:** descomposición de las partes del enfriador (mineral, cilindro y agua) e identificación de los coeficientes de transferencia de calor inherentes a cada una y su integración en un modelo matemático que caracterice el proceso de enfriamiento.
4. **Sistémico:** en el procesamiento del conocimiento científico referido a la modelación y los procesos de transferencia de calor que tienen lugar en cilindros horizontales rotatorios.
5. **Analogía:** en el establecimiento de semejanzas o procedimientos que permitan la modelación de los procesos de transferencia de calor en el enfriador.
6. **Modelación:** en la obtención del modelo físico-matemático con base fenomenológica, sustentado en los principios de la mecánica de los fluidos, la termodinámica y la transferencia de calor.

La tesis presenta introducción, tres capítulos, 4 conclusiones, 3 recomendaciones, 262 bibliografías consultadas, 7 anexos, 4 tablas y 23 figuras, todo recogido en 97 páginas. En el capítulo 1: Marco contextual y teórico del proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido, se hace un análisis de los modelos y los procesos de transferencia de calor en cilindros horizontales rotatorios y concluye con el análisis crítico de los estudios realizados. En el capítulo 2: Modelación del proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido en cilindros horizontales rotatorios, se establece el modelo estacionario generalizado de la

transferencia de calor en el enfriador a través del balance de masa y energía al mineral, a la pared del cilindro y al agua, se plantean las ecuaciones para determinar: el área de la sección transversal del sólido; el volumen del cilindro sumergido en el agua y los coeficientes de transferencia del mineral a la pared, de la pared al agua y del agua al aire. En el capítulo 3: Implementación del modelo matemático para el proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido, se seleccionan las variables del proceso de enfriamiento, se identifican las perturbaciones, se describe el diseño de experimento, se hace el análisis estadístico de la información experimental obtenida, se propone un modelo de mínimo cuadrado para estimar la temperatura del agua en $x = 0$ y otro para ajustar las ecuaciones diferenciales, se implementa el modelo en una aplicación informática, se ajusta, valida y simula el modelo propuesto para el proceso a escala industrial y concluye con la valoración técnico - económica y socioambiental del proceso de enfriamiento.

CAPÍTULO 1. MARCO CONTEXTUAL Y TEÓRICO DEL PROCESO DE ENFRIAMIENTO DEL MINERAL LATERÍTICO REDUCIDO

Introducción

En el presente capítulo se sistematizan los principales aspectos contextuales y teóricos relacionados con el objeto y el campo de interés de la investigación, se argumenta la existencia de la situación problémica y del problema científico. Además se dan elementos que sustentan la selección del objetivo general de la investigación y el enfoque de la validación de la hipótesis. Los objetivos que se cumplimentan son:

1. Sistematizar y analizar críticamente los conocimientos actuales sobre:
 - a. El flujo tecnológico del objeto de estudio
 - b. Modos básicos de intercambio de calor
 - c. Procesos de transferencia de calor en sólidos granulados
 - d. Procesos de transferencia de calor en el objeto de estudio
2. Sistematizar y analizar críticamente las investigaciones realizadas sobre el objeto de estudio y en especial las que se refieren al campo de acción declarado.

1.1. Caracterización del flujo tecnológico en la empresa

La empresa “Comandante Ernesto Che Guevara” está ubicada en el yacimiento de mineral de Punta Gorda, en la costa norte de la provincia de Holguín, Cuba, entre los ríos Moa y Yagrumaje, a 4 km de la ciudad de Moa. El proceso de fabricación de níquel según el esquema de lixiviación carbonato – amoniacal del mineral laterítico reducido, se caracteriza por una extracción de 75 a 76 % de níquel y de 25 a 30 % de cobalto [2] a través de un flujo tecnológico que incluye las unidades básicas y cuyas funciones se describen a continuación.

Unidad Básica Minera: Suministra la mena a la fábrica mediante camiones volquetas que la transportan directamente desde las excavaciones hasta el área de recepción de la fábrica. La capa superior de la mena está compuesta de limonita y el cuerpo de laterita y serpentina (blanda). Los componentes fundamentales del mineral son: $\text{Ni} \geq 1,24 \%$; $\text{Co} \geq 0,09 \%$; $\text{Fe} \geq 36,5 \%$; SiO_2 (10,5 a 11,5 %); MgO (4 a 6 %); S (0,2 a 0,4%); C (2 a 2,8 %) [10].

Unidad Básica de Producción Planta de Preparación de Mineral: Recibe la mena, desde el punto de recepción a través de transportadores de bandas, para ser introducida a los secaderos cilíndricos rotatorios donde disminuye su humedad de 38 % hasta valores entre 4,0 y 5,5 % . Luego pasa a la sección de molienda, donde es desmenuzado en molinos de bolas hasta una granulometría de 0,074 mm [11].

Unidad Básica de Producción Planta de Hornos de Reducción: Ocurre el proceso de reducción del níquel contenido en el mineral. Está constituida por 24 hornos de soleras múltiples que descargan el mineral a 12 enfriadores [2].

Unidad Básica de Producción Planta de Lixiviación y Lavado: El mineral reducido y enfriado, se mezcla con licor amoniacal en la canal de prelixiviación que va al tanque de contacto, desde donde se envía a los turboaeradores. Las reacciones en este proceso requieren un control riguroso de la temperatura y la densidad de la pulpa que sale del tanque de contacto, ya que estas variables afectan la cantidad de magnesio disuelto en la solución. A mayor temperatura, mayor será la cantidad de hierro disuelto inicialmente. A menor temperatura, mayor será la disolución de oxígeno introducido a los turboaeradores. La velocidad de disolución del oxígeno gobierna el proceso de las reacciones de lixiviación [12]. Luego la pulpa pasa a los sedimentadores donde el licor producto de la lixiviación, rico en níquel y cobalto se obtiene por reboso, se separa de los sólidos y es bombeada una parte para recuperación de amoníaco y la otra para la sección de enfriamiento, donde se reincorpora al

proceso por los tanques de contacto. Los sólidos en forma de pulpa se extraen por la parte inferior del sedimentador y se dirigen hacia dos sistemas paralelos de lavado [12].

Unidad Básica de Producción Planta de Precipitación de Sulfuro de Níquel más Cobalto y de Recuperación de Amoníaco: Al licor enriquecido en níquel y cobalto se le inyecta hidrosulfuro de amonio o sulfhidrato de sodio para precipitar el cobalto en forma de sulfuro; producto que se comercializa. El licor descobaltizado enriquecido en níquel se envía a recuperación de amoníaco, donde es tratado con vapor en las torres de destilación y se obtiene el carbonato básico de níquel que se envía a calcinación y sinter. La pulpa de desecho de la última etapa de lavado se envía a las torres de destilación de colas para recuperar el licor amoniacal contenido en ella y luego es enviada a la presa de cola [13].

Unidad Básica de Producción Planta de Calcinación y Sínter: El carbonato básico de níquel es filtrado y suministrado a los hornos de calcinación para la obtención del óxido de níquel, que pasa al proceso de sinterización, donde se obtiene el sinter de níquel que es el producto final de la empresa [14].

1.1.1. Flujo tecnológico de la Unidad Básica de Producción Planta de Hornos

El mineral almacenado en las tolvas de la sección de molienda pasa a los dosificadores de pesaje automático que de acuerdo con el peso fijado alimentan a través del hogar cero a cada horno de soleras múltiples (17 hogares). Donde es reducido a partir del establecimiento de un perfil de temperatura y una concentración determinada de gases reductores, para ello se cuenta con 10 cámaras de combustión (en los hogares 6, 8, 10, 12 y 15) con quemadores de petróleo de alta presión. La rotación del eje central del horno, con 68 brazos articulados, cuatro en cada hogar con dientes o paletas, traslada el mineral de un hogar a otro en forma de zigzag (los pares por la periferia y los impares por el centro). Para evitar pérdidas de mineral existe una batería de ciclones por horno y las partículas finas arrastradas por los gases se recuperan en los electrofiltros, desde donde se transportan hacia las tolvas y luego a los silos.

1.1.2. Especificidades del flujo tecnológico del enfriador del mineral laterítico reducido

En la descarga del horno se encuentra el transportador helicoidal rotatorio quien suministra el mineral al enfriador, que tiene como funciones transportar, mezclar y enfriar. El mineral en el interior del cilindro es transportado hacia la salida por carros raspadores pendulares (anexo 1, figuras 1, 2 y 3) que alcanzan una determinada altura a causa del movimiento de rotación y cuando caen por su propio peso, mezclan la masa caliente a través de la superposición de capas, desplazan la capa caliente adyacente al cuerpo y transportan la fría, además raspan la pared interior para evitar incrustaciones y facilitar el proceso de transferencia de calor. El mineral a la salida debe alcanzar una temperatura igual o menor que 533,15 K .

El cuerpo del enfriador está parcialmente sumergido en una piscina de agua y se apoya en dos chumaceras. Su accionamiento está compuesto por el grupo motor-reductor principal y el auxiliar, acoplados a través de un embrague frontal. Durante el régimen de operación se suministra agua para el enfriamiento a temperatura ambiente, a contracorriente con el mineral y su nivel en la piscina se garantiza mediante el uso de anillas en el tubo vertedero. La temperatura del agua a la salida oscila entre 333,6 y 367,04 K en dependencia de parámetros como temperatura del mineral, flujo de mineral y flujo de agua [15].

El mineral laterítico reducido, formado por las fases cristalinas: magnetita (82,8 %), fayalita (14,3 %), óxido de níquel (1,7 %) y óxido de silicio (1,3 %), tiene los siguientes parámetros: densidad a granel de 980 kg/m^3 , granulometría de 0,074 mm, conductividad térmica de 0,11 a $0,17 \text{ W/(m}\cdot\text{K)}$ a temperaturas entre 338,15 y 973,15 K respectivamente y calor específico $0,970 \text{ kJ/(kg}\cdot\text{K)}$ [16-18].

1.2. Modos básicos de intercambio de calor

La evaluación de los sistemas de intercambio de calor y conversión de la energía requieren de cierta familiaridad con tres mecanismos diferentes, conducción, convección y radiación, así como de sus interacciones.

1.2.1. Conducción

La transmisión del calor por conducción, ocurre por contacto directo entre las partículas de un cuerpo y las de otro cuerpo o entre partes de un mismo cuerpo siempre que se encuentren a distintas temperaturas, donde se considera la materia como un medio continuo [19, 20]. Cuando en un cuerpo existe un gradiente de temperatura, ocurre transferencia de energía desde la región a alta temperatura hacia la región de baja temperatura. Se dice que la energía se ha transferido por conducción y que el flujo de calor por unidad de área es proporcional al gradiente normal de temperatura. La ecuación (1.1) se conoce como Ley de Fourier de la conducción de calor y se emplea cuando el flujo de calor es en una sola dirección [21, 22]. El signo negativo indica que el flujo de calor es transferido en la dirección de la disminución de la temperatura.

$$q = -\lambda \cdot A \cdot dT/dx \quad (1.1)$$

Donde:

q - Calor transferido; W

λ - Conductividad térmica; W/(m · K)

A - Área de la sección transversal al flujo de calor; m²

$\frac{dT}{dx}$ - Gradiente de temperatura en la dirección del flujo de calor; K/m

Al generalizar la ecuación (1.1) se define la ecuación (1.2) de difusión del calor a partir de la Primera Ley de la Termodinámica para un volumen de control diferencial, dx , dy , dz [22].

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \cdot \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \cdot \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{q} = \rho \cdot C_p \cdot \frac{\partial T}{\partial \tau} \quad (1.2)$$

Donde:

\dot{q} - Flujo de calor generado por unidad de volumen; W/m³

C_p - Calor específico a presión constante; kJ/(kg · K)

ρ - Densidad; kg/m³

$\frac{\partial T}{\partial \tau}$ - Variación de la temperatura en el tiempo; K/s

$\frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \cdot \frac{\partial T}{\partial y} \right)$ - Conducción del flujo de calor neto en el volumen de control; W/m³

La ecuación (1.2) proporciona las herramientas básicas para el análisis de la conducción del calor y de su solución se obtiene la distribución de la temperatura $T(x, y, z)$ en el tiempo.

1.2.2. Convección

El término convección se utiliza para describir la transferencia de energía entre una superficie y un fluido. Aunque el mecanismo de difusión contribuye a esta transferencia, generalmente la aportación dominante es la del movimiento global o total de las partículas del fluido [22]. Obviamente la convección aparece únicamente en fluidos, que es donde puede producirse este movimiento de materia [19]. Un fluido de velocidad V y temperatura T_{∞} , fluye sobre una superficie de forma arbitraria y de área A_s . La superficie tiene una temperatura uniforme T_s ; si $T_s \neq T_{\infty}$ entonces ocurrirá la transferencia de calor por convección. En estas condiciones se produce la convección, caracterizada por un flujo térmico transmitido, dado por la relación empírica conocida como Ley de Enfriamiento de Newton y la densidad del flujo de calor puede ser expresada por la ecuación (1.3) [20].

$$q'' = \alpha_{\infty} \cdot (T_{\infty} - T_s) \quad (1.3)$$

Donde:

q'' - Densidad del flujo de calor; W/m²

T_s - Temperatura de la superficie; K

T_{∞} - Temperatura del fluido; K

α_{∞} - Coeficiente de transferencia de calor por convección; W/(m² · K)

Capa límite hidrodinámica

Al aplicar la ley de conservación de la materia y la segunda ley del movimiento de Newton, a un volumen de control diferencial en la capa límite hidrodinámica, se requiere que para el flujo estable, la velocidad neta a la que la masa atraviesa al volumen de control (flujo de entrada – flujo de salida) tiene que ser igual a cero. La masa entra y sale del volumen de control exclusivamente a través del movimiento del fluido. El transporte debido a este movimiento se denomina advección [22].

La ecuación de continuidad (1.4), es una expresión del requerimiento de conservación de la masa global y debe satisfacerse en todo punto en la capa límite hidrodinámica. Se aplica a un fluido de una sola especie, así como también para mezclas en las que pueden estar teniendo lugar la difusión de especies y las reacciones químicas.

$$\frac{\partial(\rho \cdot u)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho \cdot v)}{\partial y} = 0 \quad (1.4)$$

El campo de velocidad en la capa límite se determina resolviendo la ecuación de continuidad (1.4) y las ecuaciones de los momentos X y Y (1.5) y (1.6) que proporcionan una representación completa de las condiciones en dos direcciones de la capa límite hidrodinámica.

$$\rho \cdot \left(u \cdot \frac{\partial u}{\partial x} + v \cdot \frac{\partial u}{\partial y} \right) = -\frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} \left\{ \mu \left[2 \cdot \frac{\partial u}{\partial x} - \frac{2}{3} \cdot \left(\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} \right) \right] \right\} + \frac{\partial}{\partial y} \left[\mu \cdot \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) \right] + X \quad (1.5)$$

$$\rho \cdot \left(u \cdot \frac{\partial v}{\partial x} + v \cdot \frac{\partial v}{\partial y} \right) = -\frac{\partial p}{\partial y} + \frac{\partial}{\partial y} \left\{ \mu \cdot \left[2 \cdot \frac{\partial v}{\partial y} - \frac{2}{3} \cdot \left(\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} \right) \right] \right\} + \frac{\partial}{\partial x} \left[\mu \cdot \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) \right] + Y \quad (1.6)$$

Donde:

u, v - Componentes de la velocidad promedio de flujo de masa en x, y ; m/s

X, Y - Componentes de la fuerza de cuerpo por unidad de volumen; N/m³

μ - Coeficiente dinámico de viscosidad; kg/(s · m)

p - Presión; Pa

$$\mu \left[2 \cdot \frac{\partial u}{\partial x} - \frac{2}{3} \cdot \left(\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} \right) \right] - \text{Esfuerzo normal en la dirección } x; \text{ N/m}^2$$

$$\mu \cdot \left[2 \cdot \frac{\partial v}{\partial y} - \frac{2}{3} \cdot \left(\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} \right) \right] - \text{Esfuerzo normal en la dirección } y; \text{ N/m}^2$$

$$\mu \cdot \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) - \text{Esfuerzo cortante en la dirección } x \text{ e } y; \text{ N/m}^2$$

Capa límite térmica

La ecuación (1.7) representa la ley de conservación de la energía aplicada a un volumen de control en la capa límite térmica [22].

$$\rho \cdot u \frac{\partial e}{\partial x} + \rho \cdot v \frac{\partial e}{\partial y} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) - p \cdot \left(\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} \right) + \mu \Phi + \dot{q} \quad (1.7)$$

Donde:

e - Energía térmica por unidad de masa; J/kg

Donde el término $p \left(\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} \right)$ representa una conversión reversible entre energía cinética y térmica. La disipación viscosa $\mu \Phi$ queda definida por la ecuación (1.8).

$$\mu \Phi \equiv \mu \cdot \left\{ \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) + 2 \left[\left(\frac{\partial u}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial y} \right)^2 \right] - \frac{2}{3} \left(\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} \right)^2 \right\} \quad (1.8)$$

El primer término del lado derecho de la ecuación (1.8) se origina de los esfuerzos cortantes viscosos y los términos restantes surgen de los esfuerzos normales viscosos.

Capa límite de concentración

La ecuación (1.9) considera una mezcla binaria en la que hay un gradiente de concentración de la sustancia [22].

$$u \frac{\partial \rho_A}{\partial x} + v \frac{\partial \rho_A}{\partial y} = \frac{\partial}{\partial x} \left(D_{AB} \cdot \frac{\partial \rho_A}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(D_{AB} \cdot \frac{\partial \rho_A}{\partial y} \right) + \dot{n}_A \quad (1.9)$$

Donde:

ρ_A - Densidad de la especie A; kg/m³

D_{AB} - Coeficiente binario de difusión de masa; m²/s

\dot{n}_A - Aumento de masa de la especie A, debido a reacciones químicas; kg/(s · m³)

1.2.3. Radiación

La radiación térmica es la propagación de ondas electromagnéticas, en determinadas longitudes de ondas, emitidas por un cuerpo como resultado de su temperatura. La transferencia de calor por radiación no requiere de presencia de la materia ya que el calor puede ser transmitido a través del vacío absoluto a diferencia de la transferencia de calor por conducción y convección [20-22].

El intercambio de radiación entre dos superficies grises, una encima de la otra, se expresa según la ecuación (1.10).

$$q_{1,2} = \sigma \cdot (T_1^4 - T_2^4) \cdot \left(\frac{1 - \varepsilon_1}{\varepsilon_1 \cdot A_1} + \frac{1}{A_1 \cdot F_{12}} + \frac{1 - \varepsilon_2}{\varepsilon_2 \cdot A_2} \right)^{-1} \quad (1.10)$$

Donde:

$q_{1,2}$ - Calor transferido por radiación desde la superficie emisora a la receptora; W

T_1 ; T_2 - Temperatura de la superficie emisora y receptora; K

A_1 ; A_2 - Área de la superficie emisora y receptora; m²

σ - Constante de Stefan-Boltzman; $5,67 \cdot 10^{-8} \cdot \text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}^4)$

ε_1 ; ε_2 - Emisividad de la superficie emisora y receptora; adimensional

F_{12} - Factor de visión; adimensional

1.3. Procesos donde intervienen sólidos granulados

Un sólido granulado es considerado un medio poroso, o sea, un material de estructura sólida que contiene espacios o huecos interconectados [23]. En medios porosos naturales (arena; granos y cereales), la distribución y forma de los poros es irregular, mientras que son uniformes en los sintéticos (materiales aislantes y de construcción) [24].

El flujo granular es un flujo bifásico formado por partículas y un fluido intersticial, donde las partículas fluyen de manera similar a un fluido o se resisten al corte como un sólido [25, 26]. Estos desempeñan un papel importante en las industrias de procesos (de alimentos, de fármacos y metalúrgicos) donde se utilizan ampliamente los cilindros horizontales rotatorios para la calcinación, calentamiento, secado y enfriamiento, de minerales y granos [27, 28].

1.3.1. Procesos de mezclado de sólidos granulados

El tratamiento de sólidos granulados y su movimiento en el interior de un cilindro horizontal rotatorio se evalúa en dos componentes: en la dirección axial, causada por la inclinación del cilindro; y en la dirección radial, provocada por la rotación [29-31], donde el material se mueve en avalancha a baja velocidad, se mezcla y homogeniza su temperatura [32-37].

En el análisis del comportamiento del flujo de sólidos granulados en el plano transversal de un cilindro horizontal rotatorio, se tienen en cuenta los fenómenos de cizallamiento, mezclado y segregación de partículas, que ejercen notable influencia en la redistribución del calor y la calidad del producto final [30, 38-41]. Se emplean modelos que describen el flujo de corte en la capa activa [42] y establecen las dimensiones del centro segregado [43-46]. La Dinámica de los Fluidos Computarizada permite la modelación de una cama granular que incluye reacciones químicas e intercambio de calor entre la pared, el gas y la cama [44, 47-50].

El Método de Elemento Discreto permite la simulación bidimensional de los procesos dinámicos de las partículas en la sección transversal del levantador de un secador [51-58]; el calentamiento de las partículas en contacto con la pared del cilindro [59-61]; el mezclado

transversal de partículas fluidas libres en un cilindro [51]. Sin embargo ninguno describe un modelo completo para un horno rotatorio y coinciden que el acercamiento por este método es válido hasta cierto punto, por lo que se recomienda hacer ajustes al modelo y usar los datos de la literatura para calibrar el método [45, 52, 54].

Fernandes *et al.* [62] a través de un sistema de ecuaciones predice el arrastre de sólidos en los levantadores de los cilindros horizontales rotatorios, que controlan las variables de secado, la longitud de caída, el tiempo de retención y el movimiento de las partículas [63]. Otros autores evalúan el efecto de variables como: carga de partículas y la velocidad de rotación [64], en el tiempo de retención [65] y en la variación de la composición local del material granulado [66]. Afirman además que el ángulo dinámico de reposo y la variación de la superficie normal de la cama, solo dependen del coeficiente de llenado, de las propiedades reológicas del material y son una función de la velocidad de rotación del cilindro, [44, 67].

Estudios sobre el movimiento, profundidad y forma de la cama en el plano transversal [30, 42, 68], la velocidad axial y el tiempo de retención del sólido [30, 38]; el mezclado y la segregación de partículas [18, 39, 40, 43], demuestran que los parámetros que más influyen en la velocidad de transferencia de calor son: el movimiento transversal generado en la cama de sólido que controla la frecuencia de renovación de la superficie y el espacio vacío cerca de la superficie de intercambio que determina el grado de mezclado del material [42, 44-47].

Las investigaciones relacionadas con el comportamiento del mineral en el interior del cilindro [69, 70] se limitaron a establecer el ángulo de llenado y la altura de la cama de mineral. El autor de este trabajo y colaboradores, determinaron experimentalmente la relación entre las variables mencionadas, el coeficiente de llenado, la masa de los carros raspadores y su ángulo de desplazamiento, en función de la velocidad de rotación del cilindro y concluyeron que la variable de mayor efecto es la masa de mineral, que se mueve en avalancha [71, 72].

1.3.2. Procesos de transferencia de calor en sólidos granulados

Los mecanismos de transferencia de calor que predominan en una cama estática compactada de un sólido granulado, independiente del tipo de flujo son: la conducción térmica a través del fluido estancado, del sólido y del área de contacto entre dos partículas y la transferencia de calor por radiación entre superficies de partículas y entre cercanos vacíos [73, 74]. Si se incluye el flujo de un fluido entonces se consideran: la conducción térmica a través de la película fluida cerca de la superficie de contacto entre dos partículas y la transferencia de calor por convección sólido-fluido-sólido. Existen correlaciones y técnicas para referirse a la conducción de calor en medios granulares [75-77].

La transferencia de calor en flujos granulados, depende de la conductividad térmica de la cama, de la redistribución de las partículas calientes, del mezclado y la segregación del sólido granulado [27]. En estos casos el movimiento del material puede originar la segregación dentro de la cama, que tiende a neutralizar el ascenso en los gradientes de temperatura y la advección [43] que en algunos casos domina la transferencia de calor total [78, 79].

A escala microscópica, el mezclado de sólidos y la transferencia de calor se logra por el movimiento relativo entre las partículas [80]. Macroscópicamente, el mezclado es inducido por el movimiento aleatorio de las partículas y la advección. Al aumentar la frecuencia de corte, la viscosidad y la conductividad térmica efectiva de la cama aumentan [81] y para tiempos cortos de contacto y fracciones pequeñas de partículas, se incrementa el mezclado térmico y la transferencia de calor [81-83].

Entre los procesos de transferencia de calor y de masa en sólidos granulados no existe una correlación lineal, debido a que obedecen a mecanismos de transporte diferentes [84, 85].

1.3.3. Procesos de transferencia de calor entre un sólido granulado y otros medios

Mediciones de conductividad térmica efectiva en flujos granulares lentos, demuestran que la resistencia a la transferencia de calor del sólido a la pared es determinante y debe ser considerada [81, 86, 87]. El coeficiente transferencia de calor, es mayor para superficies delgadas y menor para superficies embotadas, se incrementa con la capacidad calorífica de la partícula, con la conductividad térmica del gas y disminuye con el aumento de la superficie de intercambio [88-90].

La transferencia de calor por contacto entre la pared y la cama sólida es el modo dominante y la superficie que la delimita depende del coeficiente de llenado y del ángulo de llenado [31, 64]. Además puede describirse analíticamente a través de modelos macroscópicos, aunque los coeficientes de transferencia de calor que lo caracterizan muestran diferencias cuantitativas entre ellos [31, 40, 91-93].

La transferencia de calor en la cama sólida puede usarse como una aproximación del coeficiente de transferencia de calor de la cama a la pared que depende del diámetro y la velocidad de rotación del cilindro, del tamaño de la partícula, las propiedades termo físicas del material y del movimiento de la cama (estática o agitada y tipo de agitación) [94], su valor aumenta con la intensidad de mezclado, siendo el tiempo de contacto entre las partículas y la pared inversamente proporcional a la velocidad de rotación [95].

El problema principal de la conducción de contacto, que ocurre entre una superficie caliente y partículas en movimiento, es la transferencia de calor entre dos partículas lisas en contacto elástico, donde se asume que el radio de curvatura de las partículas es mucho más grande que el punto de contacto [96-98]. El coeficiente de transferencia de calor de contacto $\alpha_{ps,\lambda}$ está compuesto de la conexión en serie de la resistencia de contacto entre la pared y las partículas

$\alpha_{ps,contacto}$ y el coeficiente de penetración dentro de la cama sólida $\alpha_{s,penetración}$ [39, 92, 99-101], según se muestra en la ecuación (1.11).

$$\alpha_{ps,\lambda} = \left[\left(\frac{1}{\alpha_{ps,contacto}} \right) + \left(\frac{1}{\alpha_{s,penetración}} \right) \right]^{-1} \quad (1.11)$$

Donde:

$\alpha_{ps,\lambda}$ - Coeficiente de transferencia de calor de contacto; $W/(m^2 \cdot K)$

$\alpha_{ps,contacto}$ - Coeficiente de transferencia de calor entre la pared y la primera capa de partículas;
 $W/(m^2 \cdot K)$

$\alpha_{s,penetración}$ - Coeficiente de transferencia de calor por penetración en la cama sólida;
 $W/(m^2 \cdot K)$

Para un horno rotatorio a baja velocidad debe existir un mecanismo de penetración para la transferencia de calor a las partículas [102]. A causa de la resistencia de contacto, existe un elevado gradiente entre la temperatura de la pared y la primera capa de partículas cerca de la pared, donde la temperatura en la cama sólida disminuye debido a la resistencia de penetración de calor y a las propiedades termofísicas de una partícula que se reemplazan por las propiedades efectivas de una cama a granel. Paletas distribuidas uniformemente en el interior del horno evitan el efecto de canalizaciones y permiten un contacto gas sólido favorable para cualquier relación de longitud y diámetro [103].

Para partículas en movimiento a corto e intermedio tiempo de contacto ($t_c > 0,1$ s) se asume que la temperatura de la pared es constante y el coeficiente de penetración se determina a través de la ecuación (1.12) [100, 104], aunque para tiempos de contactos muy pequeños, no se ajusta a los resultados experimentales.

$$\alpha_{s,penetración} = 2\sqrt{\rho_s \cdot C_{ps} \cdot \lambda_s / \pi \cdot t_c} \quad (1.12)$$

Donde:

ρ_s - Densidad aparente del sólido granulado; kg/m³

C_{ps} - Calor específico a presión constante del sólido; kJ/(kg · K)

λ_s - Conductividad térmica del sólido; W/(m · K)

t_c - Tiempo de contacto; s

El tiempo de contacto t_c se determina según la ecuación (1.13), que depende del ángulo de llenado y la velocidad de rotación.

$$t_c = \gamma \cdot (2 \cdot \pi \cdot n)^{-1} \quad (1.13)$$

Donde:

γ - Ángulo de llenado; rad

n - Velocidad de rotación del cilindro, rad/s

Para tiempos largos de contacto entre la cama sólida y la pared se asume que:

$\alpha_{s,penetración} = \alpha_{ps,\lambda}$ y para tiempos cortos de contacto, a altas velocidades de rotación del

cilindro, el coeficiente de transferencia de calor alcanza valores infinitamente grandes [31].

Sin embargo Ernst [105], demostró que para tiempos de contacto cortos, la velocidad de rotación no tiene influencia en el coeficiente de transferencia de calor por contacto.

Por lo tanto Schlünder [106], supuso que existe una capa de gas de rotacional entre la primera capa de partículas y la superficie de la pared, que afecta la transferencia de calor por contacto y que depende del tamaño de las partículas. Para calcular la resistencia de contacto entre la cama y la pared, se deben considerar la conducción y la radiación en la cavidad ocupada por el gas, que se forma entre las partículas y la pared. Li, *et al.* [93] proporciona un listado de varios modelos para la transferencia de calor de contacto en hornos rotatorios, basado en el acercamiento de Sullivan *et al.* [107].

Wachters *et al.* [108] señalan que para velocidades de rotación superior a 0,17 rad/s y tiempos cortos de contacto, el coeficiente de transferencia de calor por contacto es menor y se calcula según la ecuación (1.12). Asumen que la cama sólida tiene temperatura uniforme y que cerca de la pared, existe una capa delgada de partículas que se mezclan entre ellas después de cada circulación de la cama.

Herz, *et al.* [40] exponen que después de un tiempo experimental de 70 min, la temperatura de la pared alcanza su máximo y tiende a ser constante, hasta que converge en el tiempo con la temperatura promedio de la cama y el gradiente de temperatura de la cama sólida tiende a cero y el coeficiente de transferencia de calor permanece constante. Ortiz *et al.* [109] en la modelación de un horno rotatorio no consideran la transferencia de calor por conducción y convección entre la pared cubierta por el sólido y el propio sólido, porque ambas fases, sólido y pared, alcanzan el equilibrio térmico.

Lehmberg, *et al.* [86] utilizaron la teoría de la película de gas ficticia para la correlación de los valores medidos experimentalmente, aproximación que se ajusta a los resultados de Wachters, *et al.* [108]. Una representación simplificada de la resistencia de contacto, entre la pared y la primera capa de partículas de la cama fue presentada por Sullivan, *et al.* [107], ecuación (1.14).

$$\alpha_{ps,contacto} = \lambda_g \cdot (0,17 \cdot r_p)^{-1} \quad (1.14)$$

Donde:

λ_g - Conductividad térmica del gas; W/(m·K)

r_p - Radio de la partícula; m

Tscheng *et al.* [110] calcularon los coeficientes de transferencia de calor a través de la ecuación (1.15) para una región límite de $(n \cdot r_i^2 \cdot \gamma \cdot \rho_s \cdot C_{ps} \cdot \lambda_s^{-1}) < 10^4$, sustentado en la teoría de la película de gas ficticia entre la pared y la primera capa de partícula.

$$\alpha_{ps,\lambda} = 11,6 \left(n \cdot r_i^2 \cdot \gamma \cdot \rho_s \cdot C_{ps} \cdot \lambda_s^{-1} \right)^{0,3} \cdot \lambda_s \cdot (r_i \cdot \gamma)^{-1} \quad (1.15)$$

Donde:

r_i - Radio interior del cilindro; m

La teoría abordada en el epígrafe 1.3, es significativa para el desarrollo de esta investigación, ya que aporta elementos de interés relacionados con los procesos de transferencia de calor y permite hacer consideraciones respecto al comportamiento del mineral laterítico reducido como un sólido granulado.

1.4. Modelos de transferencia de calor y masa en cilindros horizontales rotatorios

Los modelos que representan los mecanismos de transferencia de calor en hornos, secadores y enfriadores rotatorios, son complejos, ya que involucran la conducción, la convección y la radiación, en un mismo instante de tiempo.

En la empresa “Comandante Ernesto Che Guevara” se han modelado los procesos de: secado natural [111-118]; molienda [119]; transporte neumático de la mena laterítica [18, 120, 121]; enfriamiento y mezcla del licor con el mineral reducido en el tanque de contacto [122-124]; y calcinación del Carbonato Básico de Níquel [125-128]. Este último sirvió de base en la modelación del proceso de enfriamiento [129-131] propuesto en este trabajo. La mayoría de estos modelos utilizan ecuaciones diferenciales, que resuelven por los métodos de separación de variables, Runge Kutta y diferencias finitas.

Los modelos para un proceso en particular son únicos, por eso se desarrollan modelos genéricos, como los que describen el comportamiento de un secador rotatorio [132] a contracorriente a partir de ajustes empíricos y seudofísicos [133-135], constituyen una herramienta computacional para simular el comportamiento del equipo [136], suponen que los parámetros principales son independientes del tiempo, la temperatura y la posición [137], lo consideran como un sistema de parámetros distribuidos [138] y aplican los conceptos de función de operación en la modelación de estos procesos [138-141].

En la obtención de modelos matemáticos se utilizan además, el método de elementos finitos (ANSYS) para predecir la distribución de temperaturas en un horno rotatorio [182], el método de la dinámica de fluidos computarizada para explorar la eficiencia energética de un horno [137, 142], los análisis energéticos y exergéticos para evaluar las pérdidas termodinámicas [143] y el consumo específico de energía en secadores [144].

La modelación permite: establecer la relación entre los gradientes axiales de temperatura de la cama, del gas y de la pared de un horno [78, 145-147], a partir de correlaciones empíricas para calcular los coeficientes de transferencia de calor local [148-150]; evaluar el efecto de pantalla de cadenas en el intercambio de calor [151]; predecir el tiempo de retención y del ángulo de reposo del material, en función de la geometría del levantador en secadores y hornos rotatorios [134, 152, 153].

La bibliografía consultada no muestra un modelo que caracterice el proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido en la empresa “Comandante Ernesto Che Guevara”. Solo el autor de este trabajo y colaboradores proponen un modelo dinámico con base fenomenológica, conformado por tres ecuaciones diferenciales y las ecuaciones de enlace para estimar los coeficientes de transferencia de calor que lo identifican [129-131, 154].

1.5. Procesos de transferencia de calor en el enfriador

Los procesos de transferencia de calor en el enfriador del mineral se deducen del análisis del flujo tecnológico descrito en el epígrafe 1.1. El proceso de enfriamiento tiene como objetivo disminuir la temperatura del mineral hasta un valor igual o menor que 533,15 K. Para ello se utiliza el enfriador rotatorio, que es un equipo de transferencia de calor cilíndrico, dispuesto horizontalmente como una instalación de transporte (figuras 1, 2 y 3 del anexo 1).

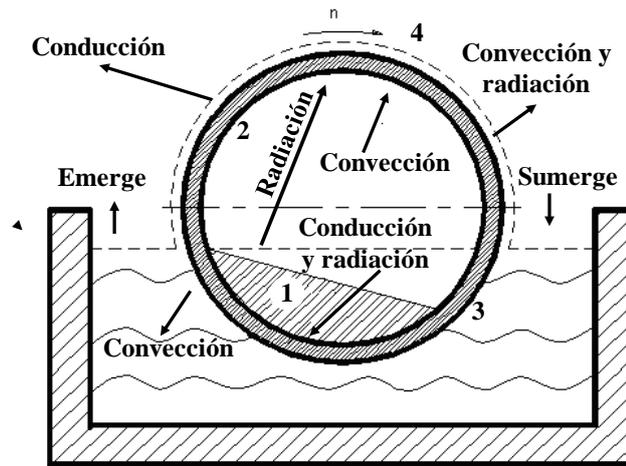


Figura 1.1. Modos de transferencia de calor en el enfriador.

La figura 1.1 muestra un corte del sistema formado por el mineral laterítico reducido (1), el cilindro horizontal rotatorio (2), la piscina de agua para el enfriamiento (3) y el aire circundante (4). En el proceso de enfriamiento están presentes los tres modos de transmisión del calor (conducción, convección y radiación), representados en la figura 1.1 y los mismos influyen de la forma siguiente.

El mineral descargado en el enfriador a una temperatura entre 923,15 y 973,15 K transfiere calor a la superficie interior del cilindro a través de dos zonas:

1. La pared cubierta por el mineral, donde están presentes la conducción, la convección y la radiación, con predominio de la transferencia de calor por conducción debido al contacto sólido-sólido [6, 7].
2. La pared no cubierta por el mineral, donde están presentes la convección y la radiación de los gases productos de la combustión que acompañan al mineral por el interior del cilindro y la radiación del mineral.

A través del espesor del cilindro ($\delta = 18$ mm) se transfiere calor por conducción, con mayor intensidad en la zona que el mineral está en contacto con la pared. Por efecto de la rotación el cilindro emerge de la piscina y la superficie exterior arrastra una película de agua fina que la cubre hasta que se sumerge nuevamente. Por este motivo la pared exterior entrega todo el

calor que recibe por convección al agua que la cubre e incrementa su temperatura desde 303,15 hasta 353,15 K . El agua transfiere calor al medio ambiente por convección, radiación y evaporación de la película de agua, esta última se supone que ocurre a temperatura constante en el sentido radial del cilindro y solo se considera en el sentido longitudinal.

1.5.1. Transferencia de calor entre el mineral y la pared del cilindro

El proceso de transferencia de calor entre el mineral y la pared del cilindro se sustenta en la teoría abordada en el epígrafe 1.3. Donde se plantea que predomina la conducción de contacto, que depende del área de contacto entre partículas, entre las partículas y la superficie, de las propiedades termo físicas del sólido granulado y del tiempo de contacto.

Según el modelo de penetración [155], la resistencia térmica total entre el sólido y la pared cubierta consiste en tres partes:

1. La resistencia térmica incompleta introducida por la transmisión de calor por advección durante el mezclado del material producto de la rotación: aquí el movimiento del sólido se divide en dos zonas: (a) la capa activa donde el sólido se mueve a lo largo de una interfaz inclinada que favorece un mezclado radial intenso, donde la temperatura del sólido se considera una constante y la resistencia térmica se hace nula para valores del coeficiente de transferencia de calor por advección del sólido infinitamente grande; (b) y la zona de la capa fija en el fondo donde el sólido apenas se mueve.
2. Resistencia de conducción térmica no estacionaria a través de la capa límite del sólido: la resistencia de penetración se obtiene a través de la solución del problema de la conducción térmica en una dimensión inestable en que el calor se transfiere desde el sólido a través de la capa límite térmica en la capa de la película de gas [155].
3. La resistencia de contacto térmico debido a la capa delgada de gas entre el sólido y la pared: considera la conducción térmica en la película de gas, entre una partícula y la pared y la radiación entre las partículas y la pared [155].

El coeficiente de transferencia de calor global entre el sólido y la pared cubierta por este α_{sw} puede estimarse a través de las ecuaciones (1.16) y (1.17) [156]. El primer término de la derecha en la ecuación (1.16) es una manera simplificada de estimar la resistencia de contacto [91, 155].

$$\alpha_{sp} = \left(\chi \cdot 2 \cdot r_p \cdot \lambda_g^{-1} + \left(2 \sqrt{2 \cdot \rho_s \cdot C_{ps} \cdot \lambda_s \cdot n \cdot \gamma^{-1}} \right)^{-1} \right)^{-1} \quad (1.16)$$

$$\chi = 0,0287(1 - \xi_c)^{-0,581} \quad (1.17)$$

Donde:

χ - Espesor de la película de gas; adimensional.

ξ_c - Concentración de partículas en la cama a granel; adimensional

Los valores de χ para materiales compactados y camas fluidas son 0,085 y 0,2 a 1,0 respectivamente y es un parámetro que se determina experimentalmente. Sin embargo, se contradicen con los resultados experimentales obtenidos por Wang, *et al.* [156].

En el caso de un enfriador de cenizas la radiación de calor ocurre en un espacio cerrado y se hacen las siguientes suposiciones para simplificar el modelo: (1) la pared rotatoria y la superficie de ceniza son cuerpos grises; (2) los extremos del cilindro son superficies térmicamente aisladas; (3) el gas en el cilindro es despreciable, porque representa una cantidad pequeña en la transferencia de calor total; (4) el impacto del cambio de temperatura axial en la radiación de calor es despreciable [156]. Sustentados en las suposiciones anteriores, la radiación de calor en el enfriador rotatorio es análoga a la radiación entre la superficie gris de la pared expuesta y la superficie gris de la ceniza expuesta. Así, el coeficiente de transferencia de calor por radiación α_r se estima según la ecuación (1.18).

$$\alpha_r = \sigma \cdot \frac{(T_c^4 - T_p^4)}{(T_c - T_p)} \cdot \left[\frac{1}{\epsilon_c} + \frac{A_{cg}}{A_{gp}} \cdot \left(\frac{1}{\epsilon_p} - 1 \right) \right]^{-1} \quad (1.18)$$

Donde:

α_r - Coeficiente de transferencia de calor por radiación; $W/(m^2 \cdot K)$

T_c - Temperatura de la ceniza; K

T_p - Temperatura de la pared; K

A_{cg} - Área de la ceniza en contacto con el gas; m^2

A_{gp} - Área de la pared en contacto con el gas; m^2

ε_c - Emisividad de la ceniza; adimensional

ε_p - Emisividad de la pared; adimensional

El análisis de los parámetros del modelo de transferencia de calor en un horno rotatorio indica que la temperatura de la pared, del sólido granulado y del gas, son linealmente dependientes. Se asume que el material se mezcla y se traslada como un fluido, por tanto la convección entre la pared y el sólido es el modo dominante y significativo en el control de la temperatura del material, que determina la calidad del producto [157].

Los enfriadores poseen un sistema de carros raspadores pendulares que favorecen la movilidad y el trabajo con películas finas de mineral, la reposición de la capa estática por una capa caliente que no ha estado en contacto con la pared, disminuyen el gradiente de temperatura e inciden en el tiempo de retención [70]. Este último se determina en hornos, secadores y calcinadores a partir de correlaciones empíricas [68, 158], debido a que factores como: dimensiones del cilindro; forma y disposición de los carros raspadores; velocidad de rotación; granulometría, viscosidad y adherencia del mineral, dificultan la obtención de una relación analítica [149, 150], aunque cuando el coeficiente de llenado es menor del 20 % ; el flujo de sólidos no ejerce influencia significativa en el tiempo de retención [159], que en el enfriador de mineral se determina experimentalmente.

La velocidad de transferencia de calor por conducción del mineral a la pared del cilindro está determinada por las propiedades y las condiciones de la cama del mineral dentro del cilindro [160, 161], que forma un ángulo de 22 a 26° con respecto a la horizontal y resbala en forma de una masa estática [69, 162], el mineral no reducido, dificulta el desplazamiento hacia la descarga y aumentan el coeficiente de llenado [163].

La bibliografía consultada en este epígrafe [91, 155, 156] hace valoraciones importantes para la modelación del objeto de estudio. Se debe destacar que el mineral reducido se comporta como un sólido granulado de temperatura homogénea, debido al movimiento de rotación del cilindro y a la agitación de la cama con ayuda de los carros raspadores pendulares, con predominio de la transferencia de calor por contacto entre el mineral y la pared del cilindro.

1.5.2. Transferencia de calor entre el mineral, los gases y la pared del cilindro

La transferencia de calor por convección se manifiesta a través de los gases que viajan a lo largo del cilindro horizontal rotatorio y actúan recíprocamente con la cama y con la pared [164], a temperatura superior a 700 K se considera que es alrededor del 10 % del total [165].

El coeficiente de transferencia de calor entre el gas libre en la superficie y la cama de sólido es menos importante que entre el gas libre en la superficie y la pared [166-168]. Es independiente de la velocidad de rotación, del tamaño de la partícula e inclinación del horno.

La convección es libre para un mínimo flujo de gases y ocurre en toda la longitud del cilindro a temperaturas promedio de 454,15 y 706,15 K , para la pared y los gases respectivamente [160]. La radiación en los gases es considerada para el vapor de agua y el dióxido de carbono, por ser pequeña la emisividad de los gases diatómicos y suponer que ocurre solo en la mitad más caliente del enfriador (a temperaturas superiores a 573,15 K) [169].

Experimentos realizados en función de la velocidad de rotación, del flujo de gas y el ángulo de llenado, demuestran que con el aumento del diámetro del horno existe una disminución de

la convección a la cama sólida, donde el diámetro equivalente D_e (interior del cilindro) es una función del coeficiente de llenado φ [110], que se determina según la ecuación (1.19).

$$\varphi = \frac{V_m}{V_c} \quad (1.19)$$

Donde:

φ - Coeficiente de llenado; adimensional

V_m - Volumen de mineral en el interior del enfriador, m^3

V_c - Volumen interior del cilindro, m^3

Experimentos realizados con diferentes materiales (cal, arena fina y gruesa), velocidad de rotación (0,025 rad/s), ángulo de llenado e inclinación del horno constante, confirman que la capa límite en la pared del horno es totalmente turbulenta [170].

Como el diámetro del cilindro es grande algunos autores asumen que la transferencia de calor por convección en su interior es análoga al esquema de flujo de gas sobre una pared plana. De manera semejante, los coeficientes de transferencia de calor son calculados en tres regiones de flujo: laminar, de transición y turbulenta [156, 171]. Correlaciones como la ecuación (1.20) aplicadas a un flujo a través de un tubo permiten determinar la transmisión de calor del gas a la pared de un horno rotatorio [166, 172, 173].

$$\alpha_{gp} = 0,0981 \cdot (\dot{m}_g)^{0,67} \quad (1.20)$$

Donde:

\dot{m}_g - Flujo de gases; kg/h

α_{gp} - Coeficiente de transferencia de calor del gas a la pared del cilindro; $W/(m^2 \cdot K)$

Existen correlaciones para estimar el coeficiente de transferencia de calor por convección entre la partícula y el gas, pero no se ajustan a un enfriador [156, 174-177]. Al no existir un flujo de gases en el interior del cilindro, se asume que el mineral y los gases que lo

acompañan poseen igual temperatura, se desprecia la convección entre el gas libre en la superficie y la cama de sólido, solo se considera la convección entre el gas libre en la superficie y la pared.

1.5.3. Transferencia de calor en la pared del cilindro

La energía entregada a la superficie interior de la pared es absorbida y conducida a través de la pared [31, 109] a la superficie exterior del cilindro. Se asume que todo el calor suministrado por el mineral a la pared es entregado al agua.

En estudios realizados a un horno rotatorio se desprecian el cambio cíclico y las variaciones en la temperatura de la pared en la dirección angular, por el llamado efecto regenerativo y el coeficiente de transferencia de calor por conducción en la pared se asume constante e independiente de la temperatura [109].

La temperatura interna de la pared se estima a través de un complejo sistema de ecuaciones que consideran la red del flujo de calor (gas – pared, pared interna – externa y pared externa – medio circundante), donde se desprecia la transferencia de calor por radiación y solo se considera la convección [178], se establece un balance térmico que incluye la conducción térmica a la pared cubierta por la ceniza, la transmisión de calor por convección entre el aire filtrado y la pared y la radiación de calor entre la ceniza caliente y la pared opuesta a la cama de ceniza [156, 172].

1.5.4. Transferencia de calor de la pared del cilindro al agua

Durante la convección en un cilindro horizontal con un flujo de calor constante, sumergido en un fluido viscoso e incompresible, el aumento del número de Prandtl contribuye a la disminución de la temperatura en la pared [179]. El coeficiente de transferencia de calor local aumenta con el incremento de la velocidad del flujo de aire al disminuir la película de agua por evaporación [180]. La influencia de una pared caliente en el espesor de la capa límite,

indica que la velocidad del fluido cercano a la pared es superior, ya que la expansión tiene lugar a temperaturas más altas [181].

Estudios realizados a un enfriador de cenizas consideran que la transferencia de calor en la intercapa del agua de enfriamiento es análogo a la convección forzada en una tubería, porque el espesor de la intercapa es mucho más pequeño que la longitud del cilindro [156] y utilizan las ecuaciones (1.21), (1.22) y (1.23) [182] para estimar los números de Nusselt y Reynolds.

$$Nu_{pa} = (\alpha_{pa} \cdot D_e) / \lambda_a \quad (1.21)$$

$$Nu_{pa} = 0,012 \cdot (Re_a^{0,87} - 280) \cdot Pr_a^{0,4} \cdot \left[1 + \left(\frac{D_e}{L} \right)^{2/3} \right] \cdot \left(\frac{Pr_a}{Pr_p} \right)^{0,11} \quad (1.22)$$

$$0,05 < Pr_a / Pr_p < 20$$

$$Re_a = \rho_a \cdot D_e \cdot u_a \cdot \mu_a^{-1} \quad (1.23)$$

Donde:

α_{pa} - Coeficiente de transferencia de calor de la pared del cilindro al agua; W/(m² · K)

Re_a - Número de Reynolds para el agua; adimensional

D_e - Diámetro exterior del cilindro; m

L - Longitud característica, m

Pr_a - Número de Prandtl a la temperatura del agua; adimensional

Pr_p - Número de Prandtl a la temperatura en la pared; adimensional

ρ_a - Densidad del agua; kg/m³

u_a - Velocidad del agua; m/s

μ_a - Coeficiente dinámico de viscosidad para el agua; kg/(s · m)

En un cilindro horizontal que transmite oscilaciones rotatorias en dimensiones infinitas la convección forzada es causada por la oscilación del cilindro y la convección natural por la

fuerza de flotación del flujo. La transferencia de calor es gobernada por los números de Rayleigh y Reynolds y por la frecuencia dimensional de las oscilaciones [183-190].

En un cilindro rotatorio calentado con un flujo cruzado, se dividió la región de flujo subcrítico en tres rangos en función de la relación entre la velocidad del aire y la velocidad circunferencial de la superficie del cilindro: entre 0 y 0,5 es caracterizado por un aumento del número de Nusselt; entre 0,5 y 2 los coeficientes de transmisión de calor son independientes de la velocidad de rotación; mayor de 2, la velocidad de rotación del cilindro y no la velocidad del flujo cruzado determinan el nivel de transmisión de calor [191]. La rotación domina sobre el flujo cruzado y tiene un efecto significativo en la distribución de los coeficientes de transferencia de calor local [181].

El número de Nusselt local refleja las características de transferencia de calor por convección y las condiciones del flujo dependen del número de Rayleigh y la relación de flotación [192, 193]. Estudios experimentales acerca de la formación de capas alrededor de un cilindro [194] demuestran que la transferencia de calor por convección de doble difusividad, está entre los modos de conducción y convección natural [195-197]. El perfil del número de Nusselt promedio está entre los modos de conducción pura y convección natural y la variación se debe a la evolución de las capas [198, 199]. Durante la convección libre desde un cilindro sumergido en un fluido inmóvil, la disminución de los esfuerzos cortantes en el fluido facilita la transferencia de calor y su aumento tiene un efecto contrario [200-202].

Para describir la transferencia de calor por convección natural en la capa límite laminar en un cilindro horizontal se aplican las ecuaciones de energía y continuidad, se determinan las propiedades del fluido en función de la temperatura y se resuelven los sistemas de ecuaciones diferenciales parciales por el método de la diferencia finita [203-205].

En este epígrafe se establece la incidencia de la velocidad de rotación, la temperatura y los números de Nusselt, Rayleigh, Reynolds, en la transferencia de calor por convección de la

pared al agua, en condiciones diferentes a las del objeto de estudio: menos del 30 % del volumen del enfriador está sumergido en la piscina y el 70 % cubierto por una película de agua, ambas zonas a diferentes temperaturas, además existe ebullición en la zona que la pared alcanza valores superiores a los 373,15 K .

1.5.5. Transferencia de calor y masa del agua al aire

La evaporación externa del vapor de agua en un cilindro horizontal calentado y los efectos de la rotación en la transferencia de masa se evalúan a través del número de Sherwood Sh [206] (ecuación (1.24)), como una función de los números de Reynolds rotacional Re_r , de Grashof Gr_L y de Schmidt Sc , ecuaciones (1.25), (1.26) y (1.27).

$$Sh = 0,32 \cdot \left[(8,5 \cdot Re_r^2 + Gr_L) \cdot Sc \right]^{1/3} \quad (1.24)$$

$$Re_r = \pi \cdot D_e^2 \cdot n \cdot \rho_a \cdot (60 \cdot \mu_a)^{-1} \quad (1.25)$$

$$Gr_L = g \cdot \beta \cdot (T_s - T_\infty) \cdot L^3 \cdot \nu^{-2} \quad (1.26)$$

$$Sc = \nu \cdot D_{AB}^{-1} \quad (1.27)$$

Donde:

Sh - Número de Sherwood; adimensional

Re_r - Número de Reynolds rotacional; adimensional

Gr_L - Número de Grashof; adimensional

Sc - Número de Schmidt; adimensional

g - Constante de la gravedad; m/s^2

β - Coeficiente de expansión térmica volumétrica; K^{-1}

ν - Coeficiente cinemático de viscosidad; m/s^2

La ecuación (1.28) muestra que Sh es directamente proporcional a $Ra^{1/3}$ y proporciona una buena predicción para $Re_r < 7,0 \cdot 10^3$. El efecto de la transferencia de masa por convección natural predomina más que la rotación del cilindro.

$$Sh = 0,32 \cdot Ra_L^{1/3} \quad (1.28)$$

$$Ra_L = Gr_L \cdot Pr \quad (1.29)$$

Donde:

Ra_L - Número de Rayleigh; adimensional

Para Re_r entre $7,0 \cdot 10^3$ y $1,1 \cdot 10^4$, la rotación es gradualmente más importante y el número de Sherwood Sh se incrementa ligeramente con el aumento de Re_r . Durante este período, la convección natural y la rotación tienen efectos en la transferencia de calor por convección, así que ninguno de ellos es despreciable.

Para Re_r entre $1,1 \cdot 10^4$ y $6,0 \cdot 10^4$ el efecto de rotación es determinante y el de convección extremadamente bajo. El número de Sherwood Sh sólo depende de Re_r , ecuación (1.30).

$$Sh = 0,55 \cdot Re_r^{2/3} \quad (1.30)$$

El Reynold rotacional crítico $Re_{r,cri}$, ecuación (1.31), es mayor para la transferencia de calor que para la transferencia de masa [207] y decide si se usa la ecuación (1.28) o (1.30).

$$Re_{r,cri} = 0,44 \cdot Ra^{1/2} \quad (1.31)$$

Es de obligatoria consulta la bibliografía básica [20-22] que expone la teoría de la transferencia de calor, para establecer las ecuaciones del modelo en el capítulo 2, que caracterizan los procesos que son abordadas en los epígrafes 1.5.4 y 1.5.5.

1.6. Análisis crítico de los estudios realizados al proceso de enfriamiento de mineral

Desde el inicio de la industria del níquel existen deficiencias en el proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido. Aunque los enfriadores de la empresa “Comandante Ernesto Che Guevara” cumplen con la relación longitud diámetro [158], se les debió aumentar el diámetro en vez de la longitud, para garantizar mejor flotación, menor altura de la cama, mayor capacidad de enfriamiento y transportación de mineral [8].

Las elevadas temperaturas del mineral reducido y los problemas existentes en el funcionamiento de los enfriadores de mineral, condujeron a investigaciones en diferentes períodos de explotación de la tecnología Caron.

En el período comprendido entre el 1956 y 1996, se estudiaron los siguientes temas:

- Análisis del uso de enfriadores de cama fluida y los mecanismos de transferencia de calor cuando se adiciona agua atomizada o vapor de agua en el interior del enfriador [160, 169, 208-213].
- Determinación del ángulo de reposo y del movimiento del mineral laterítico reducido caliente en el interior del cilindro horizontal rotatorio [69, 70].
- Consideraciones sobre el mecanismo de los raspadores interiores de los enfriadores, su incidencia en la transmisión de calor e introducción de mejoras en el proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido [70, 161, 162, 214, 215].
- Análisis de los problemas de fabricación y montaje de los enfriadores y del empleo de inhibidores de incrustación en el agua de enfriamiento [216, 217].

Baker [218] patentó el equipo que más se asemeja al enfriador de mineral actual, pero solo hace una descripción de los elementos que lo componen y su funcionamiento.

Estos trabajos abordan temas de interés para esta investigación, pero se debe señalar que en la actualidad no se introduce vapor de agua o agua atomizada en el interior del enfriador [208-212] y que los carros raspadores actuales son diferentes a los utilizados en ese período

(anexo 1 figura 3). Se consideran importantes los trabajos que estudian los procesos de transferencia de calor durante el enfriamiento del mineral laterítico reducido [6, 7, 70, 161, 162, 214, 215], aunque utilizan los métodos abordados en la bibliografía básica [20-22, 158] y asumen los coeficientes de transferencia de calor de manera global. No analizan el enfriador como un objeto de parámetros distribuidos, ni presentan un sistema de ecuaciones, procedimientos de cálculo o modelo que lo caracterice.

Desde el 2004 hasta el 2013, el autor de este trabajo y colaboradores estudiaron el proceso de enfriamiento del mineral reducido, donde se destacan los siguientes temas:

- Construcción de un cilindro horizontal rotatorio a escala de laboratorio y obtención del ángulo de llenado, ángulo de inclinación del mineral laterítico y de los carros raspadores pendulares para diferentes velocidades de rotación y coeficientes de llenado [71, 72].
- Construcción de un enfriador de mineral laterítico reducido a escala piloto [219-221], con un sistema automático para la medición de las variables que lo caracterizan [222], para la evaluación del proceso [223-228] y obtención de los parámetros de explotación [229, 230].
- Modelación, simulación e identificación del proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido en cilindros horizontales rotatorios por el método de elementos finitos (ANSYS) y con ayuda de Redes Neuronales Artificiales (MATLAB) [231-233].
- Evaluación del proceso de enfriamiento en cilindros horizontales rotatorios [15, 234-242].
- Evaluación técnico – económica e influencia de los elementos mecánicos del enfriador en el proceso de transferencia de calor y de la temperatura del mineral laterítico reducido en el índice de extractable en el tanque de contacto [243-245].
- Modelación matemática del proceso de enfriamiento de mineral laterítico reducido [117, 129, 131, 154, 246, 247].

Estos trabajos analizan el proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido como un objeto de modelación, ajustan y perfeccionan el modelo multivariable propuesto e identifican

los coeficientes de transferencia de calor que lo caracterizan. En la búsqueda de soluciones para validar el modelo se realizan experimentos que constituyen la base de esta investigación. Los cilindros horizontales rotatorios han sido muy utilizados en las industrias de procesos, aunque en menor escala para el enfriamiento de mineral [31]. Sin embargo, ellos aún se diseñan empíricamente debido a la falta de un modelo apropiado de transferencia de calor que lo caracterice, razón importante para su estudio [156].

Wang, *et al.* [156] aborda la modelación matemática de un enfriador de cenizas residuales en calderas de vapor, basado en un sistema de ecuaciones diferenciales ordinarias, que caracterizan el comportamiento de la temperatura de la ceniza a través del enfriador. El modelo incluye el calor de la combustión del carbón residual por su importancia en el proceso de transferencia de calor durante el enfriamiento de las cenizas y su validación acredita la pertinencia explicativa y predictiva del mismo [248].

El enfriador de cenizas está formado por dos cilindros concéntricos que rotan sobre un mismo eje, entre los que circula el agua de enfriamiento. En el interior posee aspas espirales guías, que imponen movimiento a la ceniza mientras intercambia calor con el aire que circula por el interior del cilindro y con la pared de este. Características estas que lo distinguen del enfriador de mineral que está parcialmente sumergido en una piscina con agua y posee carros raspadores pendulares que transportan el mineral mientras se enfría. Las propiedades termofísicas de la ceniza y del mineral laterítico reducido son diferentes.

No obstante, existen criterios presentados por Wang, *et al.* [156] y Si, *et al.* [248] que son de interés para el desarrollo de esta investigación, que se abordan y referencian en los siguientes epígrafes y capítulos.

Estudios realizados al proceso de enfriamiento, demuestran que el mineral transfiere el 75 % del calor por conducción y el 25 % por radiación a la pared, que le transfiere el 67 % a la

piscina y el 33 % a la zona no sumergida por evaporación de la película de agua adherida a la pared exterior del cilindro [7].

El calor que no se elimina en los enfriadores, se extrae en los tanques de contacto pero a costa de un incremento del flujo de licor [161]. Para temperaturas del mineral a la descarga entre 443,15 y 473,15 K , se incorpora al circuito de lixiviación entre 1 744 y 2 908 kW de calor adicional al que entraría si la temperatura fuera de 393,15 K .

De los estudios sobre el proceso de transferencia de calor en el enfriador de mineral, solo el autor de este trabajo y colaboradores tuvieron en cuenta la resistencia por conducción del mineral reducido a la pared del cilindro [15, 129-131, 154, 228], otros autores asumen como temperatura del mineral, del agua y de la pared un valor promedio entre la entrada y la salida e introducen errores en el cálculo de la cantidad de calor que se transfiere [249]. Por tener 30 m de longitud se debe considerar como un equipo de parámetros distribuidos.

Conclusiones del capítulo

- Los resultados de las investigaciones que abordan la modelación del proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido no dan solución a la problemática existente y no se demuestra la validez del modelo dinámico propuesto.
- Los modelos que describen el intercambio de calor en cilindros horizontales rotatorios (secadores, hornos, calcinadores y enfriadores), no permiten establecer los parámetros de operación del proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido, pero aportan criterios y ecuaciones a tener en cuenta en la identificación de los coeficientes de transferencia de calor por unidad de longitud que caracterizan el modelo propuesto en esta investigación.

CAPÍTULO 2. MODELACIÓN DEL PROCESO DE ENFRIAMIENTO DEL MINERAL LATERÍTICO REDUCIDO EN CILINDROS HORIZONTALES ROTATORIOS

Introducción

El desarrollo de expresiones matemáticas que representen los fenómenos físicos que intervienen en un proceso y su aplicación a la implementación de las nuevas tecnologías es un asunto de primordial importancia en el desarrollo del sector industrial, donde la modelación matemática es un instrumento necesario en el diseño y operación de una planta o de un proceso de producción. Adelantos en la simulación permiten obtener soluciones a través de varios métodos numéricos con exactitud y rapidez. Para componer las ecuaciones de un objeto en la industria, es necesario despreciar una serie de factores secundarios y sí tener en cuenta los principales: de entrada, de salida y las perturbaciones que influyen en la dinámica del mismo; además que la sencillez del modelo conformado debe contener las principales peculiaridades del proceso investigado [122].

En este caso, si se conocen los elementos o factores que influyen en la transferencia de calor se puede establecer un modelo que prediga la temperatura del mineral a la salida de los enfriadores.

El objetivo de este capítulo es establecer el modelo físico-matemático teórico del proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido en cilindros horizontales rotatorios de la Unidad Básica de Producción Planta Hornos de Reducción de la empresa “Comandante Ernesto Che Guevara” con la capacidad teórica de regular la operación tecnológica del equipo.

2.1. Modelación de la transferencia de calor en el enfriador

Para establecer las ecuaciones diferenciales que describen el comportamiento del proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido se deben precisar los procesos físicos que tienen lugar en el mismo. El mineral reducido y los gases reductores que lo acompañan, aportan calor a la pared interior del cilindro al entrar en contacto con ella, luego es transferido a la pared exterior del cilindro; desde donde es absorbido por el agua contenida en la piscina.

A lo largo del enfriador se presentan fuertes gradientes de temperaturas, que exigen trabajar con un modelo de parámetros distribuidos, para cuya conformación se divide el cilindro en un número finito de elementos volumétricos dispuestos en serie y se aplicarán a cada elemento ecuaciones de conservación de la energía y de la masa [129-131, 149, 154].

Cada elemento de volumen está limitado longitudinalmente por dos secciones, llamadas sección de entrada (subíndice x) y sección de salida (subíndice $x + dx$) tal como se ilustra en la figura 2.1. Conocidas las condiciones de alimentación del enfriador, el resto de los elementos se resuelven en serie, ya que las variables correspondientes a la sección de entrada x serán conocidas y por lo tanto a partir de las ecuaciones se obtendrán las de salida $x + dx$.

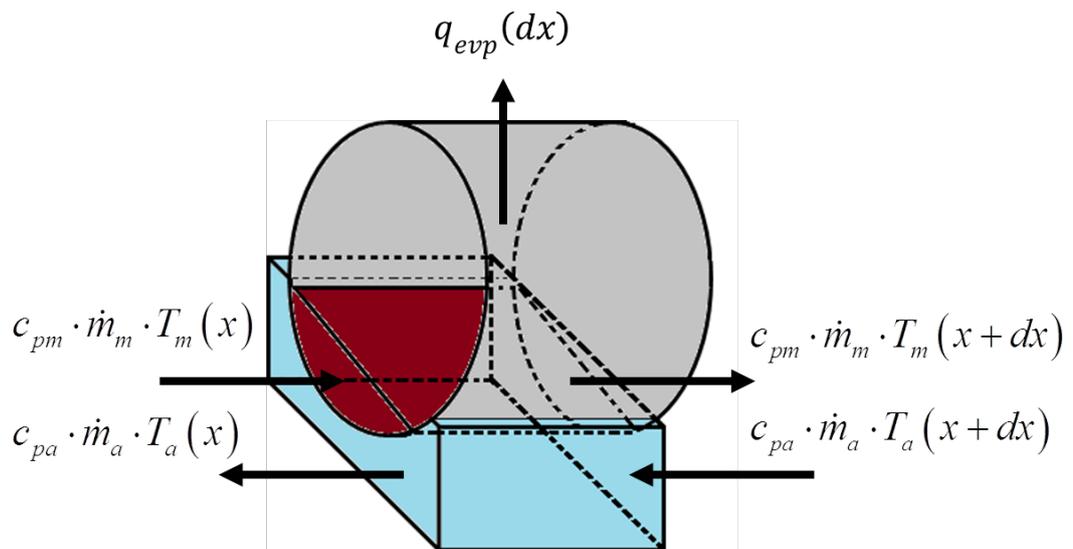


Figura 2.1. Elemento de volumen del cilindro.

2.1.1. Balance de masa y energía del mineral

La energía calorífica puede entrar o salir del sistema analizado por el mecanismo de conducción de calor, de acuerdo con la ley de Fourier (ecuación (1.1)); también puede transferirse debido al movimiento global del fluido, es decir, por transporte convectivo (epígrafe 1.2.2) y la energía que se manifiesta mediante este proceso se le llama también calor sensible. En casos especiales, además se puede considerar el transporte de calor por radiación (epígrafe 1.2.3), descrito por la ley de Stefan-Boltzmann. Luego se selecciona un volumen de control infinitesimalmente pequeño como se muestra en la figura 2.1.

A través de un balance de energía al volumen de control diferencial de la figura 2.1, se obtiene la ecuación (2.1) que caracteriza la transferencia de calor del mineral a la pared. El miembro izquierdo caracteriza la velocidad de variación de la temperatura en el tiempo $T(t)$ del elemento de mineral dx ; el primer miembro de la derecha relaciona el calor que entra con el flujo de mineral al elemento x y el calor que sale con el mineral $x+dx$; el segundo término es el calor entregado por el mineral y los gases a la pared del cilindro.

$$\rho_m \cdot c_{pm} \cdot A_{stm} \cdot \Delta x \cdot \frac{\partial T_m(x,t)}{\partial t} = \left(\begin{array}{l} c_{pm} \cdot \dot{m}_m \cdot (T_m(x,t) - T_m(x+\Delta x,t)) - \\ -K_1 \cdot (T_m(x,t) - T_p(x,t)) \cdot \Delta x \end{array} \right) \quad (2.1)$$

Dividiendo la ecuación (2.1) por Δx y tomando el límite cuando $\Delta x \rightarrow 0$ se obtiene la ecuación (2.2).

$$\rho_m \cdot c_{pm} \cdot A_{stm} \cdot \frac{\partial T_m(x,t)}{\partial t} = -c_{pm} \cdot \dot{m}_m \cdot \frac{\partial T_m(x,t)}{\partial x} - K_1 \cdot (T_m(x,t) - T_p(x,t)) \quad (2.2)$$

Donde:

ρ_m - Densidad aparente del mineral; kg/m³

C_{pm} - Calor específico del mineral; kJ/(kg · K)

A_{stm} - Área de la sección transversal del mineral; m²

T_m - Temperatura del mineral; K

\dot{m}_m - Flujo de mineral; kg/s

K_1 - Coeficiente superficial variable de transferencia de calor del sólido a la pared por unidad de longitud; W/(m·K)

2.1.2. Balance de masa y energía de la pared del cilindro

Se considera el cilindro un medio homogéneo en el cual no hay movimiento de volumen (advección), donde la distribución de temperatura ocurre en coordenadas cartesianas en el sentido longitudinal del cilindro. Luego se selecciona un volumen de control infinitesimalmente pequeño como se muestra en la figura 2.1 y a través de un balance térmico se obtiene la ecuación diferencial de la conducción para la pared, expresión (2.3).

$$c_{pp} \cdot \rho_p \cdot A_{stc} \cdot \Delta x \cdot \frac{\partial T_p(x,t)}{\partial t} = \left(\begin{array}{l} -\lambda_p \cdot A_{stc} \cdot \frac{\partial T_p(x,t)}{\partial x} + \\ + K_1 \cdot (T_m(x,t) - T_p(x,t)) \cdot \Delta x - \\ - K_2 \cdot (T_p(x,t) - T_a(x,t)) \cdot \Delta x \end{array} \right) \quad (2.3)$$

Donde:

C_{pp} - Calor específico del material del cilindro; kJ/(kg·K)

ρ_p - Densidad del material del cilindro; kg/m³

A_{stc} - Área de la sección transversal del cilindro; m²

λ_p - Conductividad térmica del material del cilindro; W/(m·K)

T_a - Temperatura del agua en la piscina; K

K_2 - Coeficiente variable de transferencia de calor a través de la pared del enfriador por unidad de longitud al agua de la piscina; W/(m·K)

2.1.3. Balance de masa y energía del agua

La figura 2.1 muestra el área de la sección normal para el estudio del proceso de transferencia de calor en la piscina por unidad de longitud.

Del balance térmico para el agua, se obtienen la ecuación (2.4).

$$\rho_a \cdot c_{pa} \cdot A_{sta} \cdot \Delta x \cdot \frac{\partial T_a(x,t)}{\partial t} = \left(\begin{array}{l} c_{pa} \cdot \dot{m}_a \cdot (T_a(x,t) - T_a(x+\Delta x,t)) + \\ + K_2 \cdot (T_p(x,t) - T_a(x,t)) \cdot \Delta x - \\ - K_3 \cdot (T_a(x,t) - T_{aire}(x,t)) \cdot \Delta x - q_{evp}(x,t) \cdot \Delta x \end{array} \right) \quad (2.4)$$

Dividiendo la ecuación (2.4) por Δx y tomando el límite cuando $\Delta x \rightarrow 0$ se obtiene la ecuación (2.5).

$$\rho_a \cdot c_{pa} \cdot A_{sta} \cdot \frac{\partial T_a(x,t)}{\partial t} = \left(\begin{array}{l} -c_{pa} \cdot \dot{m}_a \cdot \frac{dT_a}{dx} + K_2 \cdot (T_p(x,t) - T_a(x,t)) - \\ - K_3 \cdot (T_a(x,t) - T_{aire}(x,t)) - q_{evp}(x,t) \end{array} \right) \quad (2.5)$$

Donde:

C_{pa} - Calor específico del agua; kJ/(kg · K)

A_{sta} - Área de la sección transversal ocupada por el agua; m²

\dot{m}_a - Flujo de agua; kg/s

T_{aire} - Temperatura del aire; K

K_3 - Coeficiente superficial variable de transferencia de calor del agua al medio por unidad de longitud; W/(m · K)

$q_{evp}(x,t)$ - Calor transferido por evaporación por unidad de longitud; W/m

2.1.4. Modelo de transferencia de calor en el enfriador

Para simplificar el modelo se hacen los siguientes supuestos:

1. No existe reacción química en el mineral, es decir que el mineral solo intercambia calor durante su transporte a través del enfriador.

2. Los gradientes de temperatura en el seno del mineral son despreciables, por lo tanto, la temperatura es uniforme en todo el volumen del sólido. Esta suposición se sustenta en el bajo coeficiente de llenado, el pequeño tamaño de las partículas de mineral, la acción de los carros raspadores y la velocidad de rotación con que trabaja el enfriador [250].
3. El mineral laterítico reducido y los gases que lo acompañan se encuentran a la misma temperatura. No existe un flujo de gases a considerar [156].

El modelo de transferencia de calor en el enfriador se puede enunciar entonces mediante el sistema de ecuaciones simultáneas (2.2), (2.3) y (2.5), donde se cumplen ciertas condiciones iniciales y de frontera representadas en (2.6):

$$\begin{aligned} T_m(x, t_1) &= f_m(x) & T_m(x_1, t) &= g_m(t) \\ T_a(x, t_2) &= f_a(x) & T_a(x_2, t) &= g_a(t) \end{aligned} \quad (2.6)$$

Al considerar que el flujo del sólido granulado dentro de un cilindro rotatorio se desarrolla en estado estacionario, se simplificaría notablemente el modelo [251, 252].

Dado que el mineral se mueve a una velocidad de 0,01 a 0,017 m/s, el tiempo de retención del mineral en el interior del enfriador es de 30 a 50 minutos [6]. Luego de cierto período de ocurrencia del proceso de enfriamiento, la temperatura en cualquier posición x a lo largo de la longitud del cilindro es constante respecto al tiempo. En este sentido se considera que T_m , T_p y T_a son funciones invariables en el tiempo y quedan las ecuaciones (2.2) y (2.5) de la forma en que se muestran las ecuaciones (2.7) y (2.8).

$$c_{pm} \cdot \dot{m}_m \cdot \frac{dT_m(x)}{dx} = -K_1 \cdot T_m(x) + K_1 \cdot T_p(x) \quad (2.7)$$

$$c_{pa} \cdot \dot{m}_a \cdot \frac{dT_a}{dx} = -T_a(x) \cdot (K_2 + K_3) + K_2 \cdot T_p(x) + K_3 \cdot T_{aire}(x) - q_{evp}(x) \quad (2.8)$$

Con las condiciones iniciales representadas en (2.9) que permiten el uso de métodos numéricos clásicos de solución:

$$\begin{aligned} T_m(0) &= T_1 \\ T_a(0) &= T_2 \end{aligned} \quad (2.9)$$

Conocido que el espesor de la pared del cilindro (0,018 m), es mucho menor que el diámetro (3 m) y la longitud (30 m) del enfriador y que el proceso ocurre en equilibrio termodinámico después de un tiempo de operación, se considera que no existe acumulación neta de energía dentro de la pared del cilindro [93]. Entonces se propone la ecuación (2.10) para estimar la temperatura de la pared del cilindro [109, 156, 172].

$$K_1 \cdot (T_m(x) - T_p(x)) = K_2 \cdot (T_p(x) - T_a(x)) \quad (2.10)$$

A través de las ecuaciones (2.7), (2.8) y (2.10) quedó establecido el modelo matemático teórico genérico con base fenomenológica que describe el proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido y se da cumplimiento parcial al objetivo de la investigación.

2.1.5. Modelo para calcular la temperatura del agua

En la presente investigación se hace necesario desarrollar un modelo matemático que permita estimar el valor de la temperatura del agua para $x=0$ ($T_a(0)$) en función de los principales parámetros que caracterizan el proceso cuyo correspondiente papel se explica en el epígrafe 3.1, tales como los flujos y calores específicos del mineral y el agua, así como de la temperatura de entrada del mineral en $x=0$ y de entrada del agua en $x=30$. Es decir:

$$T_a(0) = f(T_m(0), T_a(30), C_{pm}, C_{pa}, \dot{m}_m, \dot{m}_a) \quad (2.11)$$

Si se conocen valores suficientes de $T_a(0)$ para valores de las variables independientes $T_m(0)$, $T_a(30)$, C_{pm} , C_{pa} , \dot{m}_m y \dot{m}_a se puede obtener un modelo de la forma (2.11).

2.2. Cálculo del área de la sección transversal del sólido

Para estimar el coeficiente de transferencia de calor K_1 del mineral a la pared es necesario calcular la cuerda y los arcos de las superficies a través de las cuales se transfiere el calor del mineral a la pared del cilindro, delimitadas por el ángulo de llenado γ y la altura de la cama

de mineral h_m , según se muestra en la figura 2.2 y se determinan por medio de las ecuaciones (2.12), (2.13), (2.14) y (2.15).

$$S_{pcm} = r_i \cdot \gamma \quad (2.12)$$

$$S_{pncm} = r_i \cdot (2 \cdot \pi - \gamma) \quad (2.13)$$

$$A_{pcm} = S_{pcm} \cdot dx \quad (2.14)$$

$$A_{pncm} = S_{pncm} \cdot dx \quad (2.15)$$

Donde:

S_{pcm} - Arco de la pared cubierta por el mineral; m

S_{pncm} - Arco de la pared no cubierta por el mineral; m

A_{pcm} - Área de la pared cubierta por el mineral; m²

A_{pncm} - Área de la pared no cubierta por el mineral; m²

La ecuación (2.16) permite determinar el área del sector de una circunferencia $A_{sect.}$ a partir del área de la sección transversal que ocupa el mineral en el interior del cilindro A_{stm} y el área del triángulo circunscrito A_T .

$$A_{sect} = A_T + A_{stm} \quad (2.16)$$

Donde:

$A_{sect.}$ - Área del sector; m²

A_T - Área del triángulo; m²

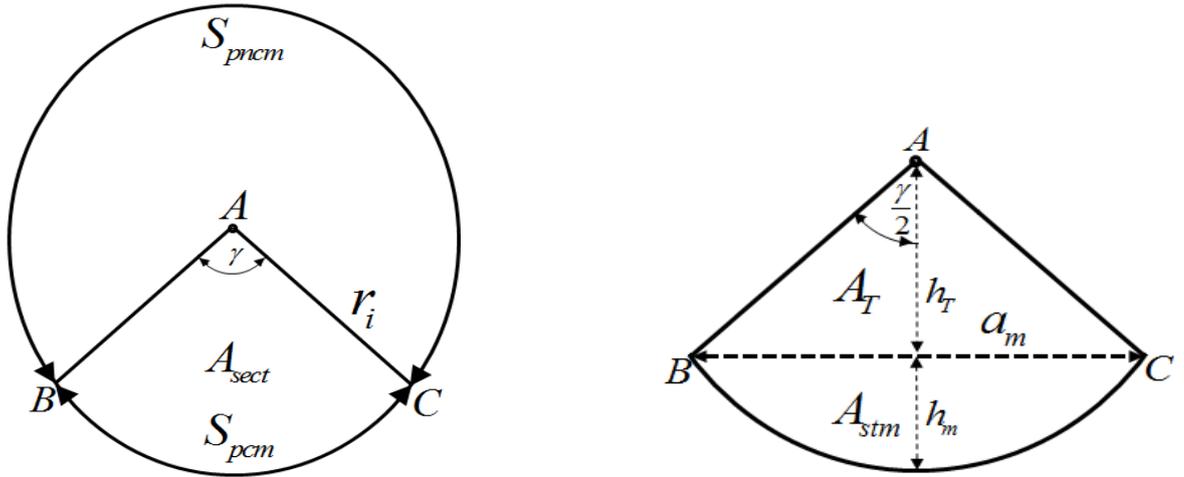


Figura 2.2. Representación del ángulo de llenado γ y el área que ocupa el mineral.

Las ecuaciones (2.17) y (2.18) muestran los pasos a seguir para determinar el área del sector de la circunferencia. Si son asumidas las coordenadas polares (R, ϕ) donde R es el radio y ϕ es el ángulo, entonces se puede calcular:

$$A_{sect.} = \int_0^{r_i} \int_0^{\gamma} R \cdot d\phi \cdot dR = \int_0^{r_i} R \cdot [\phi]_0^{\gamma} \cdot dR = \gamma \cdot \int_0^{r_i} R \cdot dR \quad (2.17)$$

$$A_{sect.} = \gamma \cdot \frac{R^2}{2} \Big|_0^{r_i} = \gamma \frac{r_i^2}{2} \quad (2.18)$$

Las ecuaciones (2.19), (2.20), (2.21), (2.22), (2.23) y (2.24) muestran los pasos a seguir para determinar el área del triángulo circunscrito en el sector de la circunferencia.

$$A_T = 2 \cdot \left(\frac{A_T}{2} \right) = 2 \cdot \left(\frac{h_T \cdot \frac{a_m}{2}}{2} \right) = \left(h_T \cdot \frac{a_m}{2} \right) \quad (2.19)$$

$$\text{sen} \left(\frac{\gamma}{2} \right) = \frac{\left(\frac{a_m}{2} \right)}{r_i} \quad (2.20)$$

$$\frac{a_m}{2} = r_i \cdot \text{sen} \left(\frac{\gamma}{2} \right) \quad (2.21)$$

$$\text{cos} \left(\frac{\gamma}{2} \right) = \frac{h_T}{r_i} \quad (2.22)$$

$$h_T = r_i \cdot \cos\left(\frac{\gamma}{2}\right) \quad (2.23)$$

$$A_T = \frac{2}{2} \left(r_i \cdot \sin\left(\frac{\gamma}{2}\right) \cdot r_i \cdot \cos\left(\frac{\gamma}{2}\right) \right) = \left(\frac{r_i^2}{2} \cdot \sin\left(2 \cdot \frac{\gamma}{2}\right) \right) = \frac{r_i^2}{2} \cdot \sin(\gamma) \quad (2.24)$$

$$A_{stm} = \gamma \frac{r_i^2}{2} - \frac{r_i^2}{2} \cdot \sin(\gamma) = \frac{r_i^2}{2} \cdot (\gamma - \sin(\gamma)) \quad (2.25)$$

Donde:

h_T - Altura del triángulo; m

a_m - Cuerda del segmento ocupado por el mineral; m

Una forma satisfactoria para determinar el valor de γ cuando se conoce el valor de A_{stm} es resolver mediante el método de bisección [253] la ecuación (2.25) en γ , ecuación (2.26).

$$f(\gamma) = \frac{r_i^2}{2} \cdot (\gamma - \sin(\gamma)) - A_{stm} = 0 \quad (2.26)$$

Algoritmo:

Sean $\gamma_0 = 0$ y $\gamma_1 = 2 \cdot \pi$, Cota de error = 0,000001

Si $f(\gamma_0) = 0$ entonces $\gamma_0 = 0$ es la solución, en caso contrario:

Si $f(\gamma_1) = 0$ entonces $\gamma_1 = 2 \cdot \pi$ es la solución, en caso contrario:

1: Hallar γ_m a través de la ecuación por la ecuación (2.27).

$$\gamma_m = \frac{\gamma_0 + \gamma_1}{2} \quad (2.27)$$

2: Hallar $f(\gamma_m)$, si este valor es nulo entonces γ_m es la solución, en caso contrario:

3: Si $f(\gamma_0) \cdot f(\gamma_m) < 0$ entonces $\begin{cases} \gamma_1 = \gamma_m \\ f(\gamma_1) = f(\gamma_m) \end{cases}$ en caso contrario $\begin{cases} \gamma_0 = \gamma_m \\ f(\gamma_0) = f(\gamma_m) \end{cases}$

4: Si $(\gamma_0 - \gamma_1) < \text{Cota del error}$ entonces $\gamma_m = \frac{\gamma_0 + \gamma_1}{2}$ es la solución, en caso contrario ir al paso 1.

El tiempo de retención de un sólido en el interior de un cilindro horizontal se determina según la ecuación (2.28) [248].

$$t_r = \frac{\rho_m \cdot \varphi \cdot \pi \cdot r_i^2 \cdot L_c}{\dot{m}_m} \quad (2.28)$$

Donde:

t_r - Tiempo de retención; s

L_c - Longitud del cilindro; m

2.3. Cálculo del volumen de la sección del cilindro sumergida en la piscina

Para estimar el volumen de la sección del cilindro sumergida en el agua se parte del principio de Arquímedes y para el caso de estudio se expresa según la ecuación (2.29):

$$V_{sa} = \frac{m_{enf}}{\rho_a} \quad (2.29)$$

Donde:

m_{enf} - Masa del enfriador; kg

V_{sa} - Volumen del enfriador sumergido en el agua; m³

El área de la sección transversal del cilindro sumergida en el agua se determina a través de la ecuación (2.30), que se sustituye en la ecuación (2.31) para obtener el valor del ángulo de sumersión θ , figura 2.3.

$$A_{sta} = V_{sa} / L_c \quad (2.30)$$

$$A_{stcsa} = (r_e^2 / 2) \cdot [\theta - \text{sen}(\theta)] \quad (2.31)$$

Donde:

A_{stcsa} - Área de la sección transversal del cilindro sumergida en el agua; m^2

θ - Ángulo de sumersión del cilindro en el agua; rad

r_e - Radio exterior del cilindro; m

Para estimar el valor de la altura de sumersión del cilindro h_s , es necesario calcular los valores

$x_1 < 0$ y $x_2 > 0$ que son los puntos de intersección entre la recta decreciente $y = m \cdot x$ y la

circunferencia $x^2 + y^2 = r_e^2$, para lo cual se asume que $m = \tan((\theta - \pi)/2)$. Luego se obtiene

que $h_s = m \cdot x_2 + r_e$, ver figura 2.3.

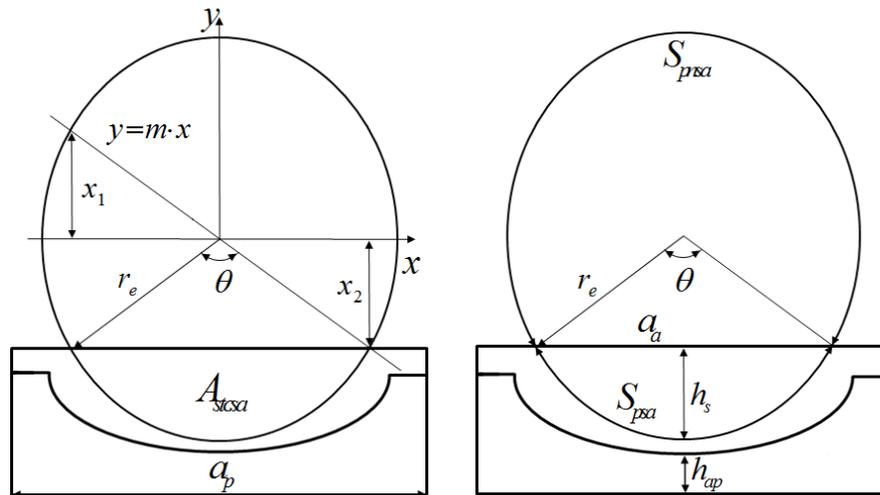


Figura 2.3. Representación del ángulo θ y la altura de sumersión del cilindro en el agua h_s .

Para establecer las condiciones de flotación del cilindro en el agua contenida en la piscina se parte de las ecuaciones (2.32), (2.33) y (2.34).

$$V_{acc} = V_{asc} + V_{sa} \quad (2.32)$$

$$V_{acc} = L_c \cdot a_p \cdot h_{acc} \quad (2.33)$$

$$V_{asc} = L_c \cdot a_p \cdot h_{asc} \quad (2.34)$$

Donde:

V_{acc} - Volumen que ocupa el agua en la piscina con el cilindro; m^3

V_{asc} - Volumen que ocupa el agua en la piscina sin el cilindro; m^3

h_{acc} - Altura del agua en la piscina con el cilindro sumergido; m

h_{asc} - Altura del agua en la piscina sin el cilindro sumergido; m

a_p - Ancho de la piscina; m

Sustituyendo las ecuaciones (2.33) y (2.34) en la ecuación (2.32), se despeja h_{cc} y se obtiene la ecuación (2.35) que permite determinar la altura del agua en la piscina con el cilindro sumergido en ella.

$$h_{acc} = (L_c \cdot a_p \cdot h_{asc} + V_{sa}) / (L_c \cdot a_p) \quad (2.35)$$

Nótese que si se denomina h_{ap} a la altura de los apoyos en el fondo de la piscina, cuando $h_{acc} > h_{sa} + h_{ap}$ el cilindro flota, ver figura 2.3.

El nivel necesario del agua en la piscina sin el cilindro h_{asc} , para que este flote cuando se llene con el mineral es: $h_{asc} > ((h_s + h_{ap}) \cdot L_c \cdot a_p - V_{sa}) / (L_c \cdot a_p)$

Las ecuaciones (2.36), (2.37), (2.38), (2.39) y (2.40) permiten calcular las superficies a través de las cuales se transfiere el calor de la pared del cilindro al agua, delimitadas por el ángulo de sumersión θ , según se muestra en la figura 2.3.

$$S_{psa} = r_e \cdot \theta \quad (2.36)$$

$$S_{pnsa} = r_e \cdot (2 \cdot \pi - \theta) \quad (2.37)$$

$$A_{psa} = S_{psa} \cdot dx \quad (2.38)$$

$$A_{pnsa} = S_{pnsa} \cdot dx \quad (2.39)$$

$$a_a = 2 \cdot r_e \cdot \text{sen}(\theta/2) \quad (2.40)$$

Donde:

S_{psa} - Arco de la pared sumergida en el agua; m

S_{pmsa} - Arco de la pared no sumergida en el agua; m

A_{psa} - Área de la pared sumergida en el agua; m²

A_{pmsa} - Área de la pared no sumergida en el agua; m²

a_a - Cuerda del segmento sumergido en el agua; m

2.4. Caracterización de los coeficientes del modelo

Para resolver el modelo matemático que describe el proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido a través de las ecuaciones (2.7), (2.8) y (2.10) es necesario establecer las ecuaciones de enlace que permiten determinar los coeficientes que caracterizan los procesos de transferencia de calor del sólido a la pared K_1 , de la pared al agua de la piscina K_2 , del agua al aire K_3 y el calor transferido por evaporación del agua $q_{evp}(x,t)$.

2.4.1. Caracterización de los coeficientes de transferencia del mineral a la pared

El coeficiente superficial de transferencia de calor del sólido a la pared del cilindro por unidad de longitud es variable respecto a x y se propone expresarlo mediante la ecuación (2.41) que tiene en cuenta los coeficientes de transferencia de calor y el área, tanto de la pared cubierta por el mineral, como la no cubierta por este.

$$K_1(x) = \alpha_{pcm}(x) \cdot S_{pcm} + \alpha_{pncm}(x) \cdot S_{pncm} \quad (2.41)$$

Donde:

$\alpha_{pcm}(x)$ - Coeficiente variable de transferencia de calor del mineral a la pared cubierta;
W/(m² · K)

$\alpha_{pdm}(x)$ - Coeficiente variable de transferencia de calor del mineral a la pared no cubierta;
W/(m² · K)

El calor a la pared cubierta por el mineral se transmite por conducción y radiación y el coeficiente de transferencia de calor puede definirse por la ecuación (2.42), donde los términos de la derecha caracterizan la conducción [166] y la radiación [22] de calor entre la cama de mineral y la pared del cilindro.

$$\alpha_{pcm}(x) = \frac{2 \cdot \lambda_m(T_m(x))}{3 \cdot \sqrt{\frac{\lambda_m(T_m(x)) \cdot \gamma}{2 \cdot \rho_m \cdot C_{pm} \cdot n}}} + \left(\sigma \cdot \frac{\varepsilon_m \cdot \varepsilon_p}{\frac{1}{\varepsilon_m} + \frac{1}{\varepsilon_p} - 1} \cdot \frac{(T_m^4(x) - T_p^4(x))}{(T_m(x) - T_p(x))} \right) \quad (2.42)$$

Donde:

$\lambda_m(T_m(x))$ - Conductividad térmica variable del mineral; W/(m · K)

ε_m - Emisividad del mineral; adimensional

El calor del sólido a la pared no cubierta, se transmite por convección y radiación, donde el coeficiente de transferencia de calor se define por la ecuación (2.43) [22].

$$\alpha_{pdm}(x) = \alpha_{gp} + \left(\sigma \cdot \varepsilon_m \cdot \varepsilon_p \cdot \frac{(T_m^4(x) - T_p^4(x))}{(T_m(x) - T_p(x))} \right) \quad (2.43)$$

Donde:

α_{gp} - Coeficiente de transferencia de calor del gas a la pared del cilindro; W/(m² · K)

En el epígrafe 1.5.2 a través de la ecuación (1.20) se calcula el coeficiente de transferencia de calor del gas a la pared del cilindro α_{gp} , que depende del flujo de gases por el interior del cilindro. Se considera que durante el enfriamiento, el cilindro está caracterizado por el flujo de calor uniforme a través de la superficie laminar y completamente desarrollado y se emplea la ecuación (2.44) para determinar el coeficiente α_{gp} . En este caso el número de Nusselt es una constante, independiente del número de Reynolds, de Prandtl y la posición axial [22].

$$\alpha_{gp} = \frac{4,36 \cdot \lambda_g}{D_e} \quad (2.44)$$

2.4.2. Caracterización de los coeficientes de transferencia de la pared al agua

Para la determinación del coeficiente de transferencia de calor K_2 , se proponen las ecuaciones (2.45) y (2.46) que tiene en cuenta los modos de transferencia de calor por convección y ebullición. La ecuación (2.45) se utiliza cuando la temperatura de la pared del cilindro es inferior a los 378 K y cuando es igual o superior a los 378 K se utiliza la ecuación (2.46).

$$K_2(x) = \alpha_{psa}(x) \cdot S_{psa} + \alpha_{pmsa}(x) \cdot S_{pmsa} \quad (2.45)$$

$$K_2(x) = \alpha_{ebull}(x) \cdot S_{psa} + \alpha_{ebull}(x) \cdot S_{pmsa} \quad (2.46)$$

Donde:

$\alpha_{psa}(x)$ - Coeficiente variable de transferencia de calor de la pared sumergida al agua;
W/(m² · K)

$\alpha_{pmsa}(x)$ - Coeficiente variable de transferencia de calor de la pared no sumergida a la película de agua; W/(m² · K)

$\alpha_{ebull}(x)$ - Coeficiente variable de transferencia de calor por ebullición del agua; W/(m² · K)

A partir de la correlación empírica para el número de Nusselt [254], se obtienen los coeficientes de transferencia de calor por convección, ecuaciones (2.47) y (2.48).

$$\alpha_{psa}(x) = \lambda_{aa} \cdot \left(C \cdot (Re_{ra})^m \cdot Pr_a^{\frac{1}{3}} \right) \cdot S_{psa}^{-1} \quad (2.47)$$

$$\alpha_{pmsa}(x) = \lambda_{ap} \cdot \left(C \cdot (Re_{rp})^m \cdot Pr_p^{\frac{1}{3}} \right) \cdot S_{pmsa}^{-1} \quad (2.48)$$

Donde:

Re_{ra} - Número de Reynolds rotacional a la temperatura del agua en la piscina; adimensional

Re_{rp} - Número de Reynolds rotacional a la temperatura del agua sobre la pared; adimensional

λ_{aa} - Conductividad térmica del agua a la temperatura de la piscina; W/(m·K)

λ_{ap} - Conductividad térmica del agua a la temperatura de la pared no sumergida; W/(m·K)

Todas las propiedades se evalúan a la temperatura de la película.

Las constantes C y m correspondientes a las ecuaciones (2.47) y (2.48) se buscan en la tabla 2.1 en correspondencia con los valores del número de Reynolds calculado a través de las expresiones (2.49) y (2.50).

Tabla 2.1: Constantes C y m para flujos por el exterior de cilindros

R_{eD}	C	m
0,4 - 4	0,989	0,33
4-40	0,911	0,385
40 - 4000	0,683	0,466
4000 - 40 000	0,193	0,618
40 000 – 400 000	0,027	0,805

Fuente: Incropera et al. (2007).

Como el enfriador rota a baja velocidad se considera que transmite movimiento al agua que está en contacto con su superficie y arrastra consigo una película de agua que cubre la superficie no sumergida del cilindro, además se asume que el agua en contacto con la superficie tiene una velocidad igual a la de rotación del enfriador, lo cual está en correspondencia con la convección en flujo de Couette [22, 191, 199], donde el fluido se mueve en una sola dirección en flujo paralelo e involucra planos estacionarios y en movimiento. Tales consideraciones permiten expresar el número de Reynolds en función de la velocidad de rotación del enfriador a través de las ecuaciones (2.49) y (2.50).

$$R_{eDa} = \pi \cdot n \cdot \rho_{aa} \cdot r_e^2 \cdot (15 \cdot \mu_{aa})^{-1} \quad (2.49)$$

$$R_{eDp} = \pi \cdot n \cdot \rho_{ap} \cdot r_e^2 \cdot (15 \cdot \mu_{ap})^{-1} \quad (2.50)$$

Donde:

ρ_{aa} - Densidad del agua a la temperatura en la piscina; kg/m^3

ρ_{ap} - Densidad del agua a la temperatura en la pared no sumergida; kg/m^3

μ_{aa} - Coeficiente dinámico de viscosidad del agua a la temperatura en la piscina; $\text{kg}/(\text{s} \cdot \text{m})$

μ_{ap} - Coeficiente dinámico de viscosidad del agua a la temperatura en la pared no sumergida;
 $\text{kg}/(\text{s} \cdot \text{m})$

Para calcular el coeficiente de transferencia de calor por ebullición α_{ebull} (ecuación (2.51)), se considera que esta ocurre en la zona de ebullición nucleada, debido a la diferencia entre la temperatura de la pared y la temperatura de saturación del agua a la presión de trabajo. Para valores de la temperatura de la pared superiores a los 378,15 K y menores que 403,15 K ($5 \leq \Delta T_e \leq 30$) [22].

$$\alpha_{ebull} = \mu_a \cdot h_{fg} \cdot \left[\frac{g \cdot (\rho_a - \rho_{va})}{\sigma_s} \right]^{\frac{1}{2}} \cdot \left(\frac{C_{pa} \cdot (T_p - T_{sat})}{C_{s,f} \cdot h_{fg} \cdot Pr_a^n} \right)^3 \cdot (T_p - T_{sat})^{-1} \quad (2.51)$$

Donde:

h_{fg} - Calor latente de vaporización; J/kg

T_{sat} - Temperatura de saturación del agua a 101,325 kPa ; 273,15 K

ρ_{va} - Densidad del vapor de agua; kg/m^3

σ_s - Tensión superficial; N/m

$C_{s,f}$ y n - Constantes adimensionales que están preestablecidas de acuerdo con la combinación (superficie-fluido) existente, los posibles valores a tomar por estas se seleccionan en la tabla 2.2.

Tabla 2.2: Valores de $C_{s,f}$ y n para varias combinaciones Superficie-Fluido.

Agua-Acero inoxidable	$C_{s,f}$	n
Grabado químicamente	0,0130	1,0
Pulido mecánicamente	0,0130	1,0
Molido y pulido	0,0060	1,0

Fuente: Incropera et al. (2007).

2.4.3. Caracterización del término y del parámetro de transferencia del agua al aire

La transferencia de calor del agua al aire ocurre por convección y evaporación. Donde la energía exigida para la evaporación proviene de la energía interior del líquido que entonces trae consigo reducciones en la temperatura del mismo. El flujo de calor transmitido por evaporación del agua al aire se determina a través de la ecuación (2.52).

$$q_{evp.}(x) = q''_{evp.p} \cdot A_{ap} + q''_{evp.pnsa} \cdot S_{pnsa} \quad (2.52)$$

Las ecuaciones (2.53) y (2.54) permiten determinar las pérdidas de calor por evaporación desde la superficie del agua en la piscina $q''_{evp.p}$ y desde la película de agua $q''_{evp.pnsa}$ que cubre la pared no sumergida en el agua hacia el aire [22].

$$q''_{evp.a} = n''_{A.a} \cdot h_{fg.a} \quad (2.53)$$

$$q''_{evp.p} = n''_{A.p} \cdot h_{fg.p} \quad (2.54)$$

Donde:

$q''_{evp.a}$ - Flujo de calor por evaporación del agua en la piscina; W/m²

$q''_{evp.p}$ - Flujo de calor por evaporación del agua en la pared no sumergida; W/m²

$n''_{A.a}$ - Flujo de masa por evaporación del agua en la piscina; kg/(s · m²)

$n''_{A.p}$ - Flujo de masa por evaporación del agua en la pared no sumergida; kg/(s · m²)

$h_{fg.a}$ - Calor latente de vaporización del agua a la temperatura en la piscina; J/kg

$h_{fg.p}$ - Calor latente de vaporización del agua a la temperatura en la pared no sumergida; J/kg

Los flujos de masa de agua en la piscina $n''_{A,p}$ y en la pared $n''_{A,pnsa}$ se determinan según las ecuaciones (2.55) y (2.56) [22].

$$n''_{A,a} = h_m (\rho_{A,sat.a} - \rho_{A,aire}) \quad (2.55)$$

$$n''_{A,p} = h_m (\rho_{A,sat.p} - \rho_{A,aire}) \quad (2.56)$$

Donde:

$h_{m.a}$ - Coeficiente de transferencia de masa por convección en la piscina; m/s

$h_{m.p}$ - Coeficiente de transferencia de masa por convección en la pared no sumergida; m/s

$\rho_{A,sat.a}$ - Densidad del vapor de agua saturado a la temperatura del agua; kg/m³

$\rho_{A,sat.p}$ - Densidad del vapor de agua saturado a la temperatura en la pared no sumergida;

kg/m³

$\rho_{A,aire}$ - Densidad del vapor de agua saturado a la temperatura del aire; kg/m³

El coeficiente de transferencia de masa se determina a través de la ecuación (2.57).

$$h_m = Sh \cdot D_{AB} \cdot L_{aire}^{-1} \quad (2.57)$$

Donde:

L_{aire} - Longitud de la superficie de agua en contacto con el aire; m

El número de Sherwood es igual al gradiente de concentración adimensional de la superficie, proporciona una medida de la transferencia de masa por convección de la superficie y se determina a través de la ecuación (2.58), válida para $0,6 < S_c < 3000$ [22].

$$Sh = 0,0296 \cdot Re_L^{\frac{4}{5}} \cdot S_c^{\frac{1}{3}} \quad (2.58)$$

Donde:

Re_L - Número de Reynolds; adimensional

La longitud de la superficie de agua en contacto con el aire L_{aire} (ecuación (2.59)), se refiere al ancho de la piscina a_p menos la cuerda del segmento sumergido en el agua a_a , más el arco de la superficie del cilindro no sumergido en el agua S_{pmsa} (figura 2.3), que también está cubierto por una película de agua e intercambia calor con el cilindro y con el medio, es la zona de mayor evaporación donde el agua alcanza su mayor temperatura.

$$L_{aire} = L_{ap} + S_{pmsa} \quad (2.59)$$

La longitud de la superficie del agua en la piscina L_{ap} en contacto con el aire, se estima a través de la ecuación (2.60).

$$L_{ap} = a_p - a_a \quad (2.60)$$

Donde:

L_{ap} - Longitud del ancho de la piscina en contacto con el aire; m

El número de Reynolds para el aire se determina a través de la ecuación (2.61).

$$Re_L = u_{aire} \cdot L_{aire} \cdot \nu_{aire}^{-1} \quad (2.61)$$

Donde:

u_{aire} - Velocidad del aire; m/s

ν_{aire} - Coeficiente cinemático de viscosidad del aire; m/s²

Para determinar el número de Schmidt se emplea la ecuación (2.62).

$$S_C = \nu_{aire} \cdot D_{AB}^{-1} \quad (2.62)$$

El coeficiente de transferencia de calor por convección del agua al aire α_{aire} , se obtiene según la ecuación (2.63).

$$\alpha_{aire} = \lambda_{aire} \cdot (0,43 \cdot Re_L^{0,58} \cdot Pr^{0,4}) \cdot L_{aire}^{-1} \quad (2.63)$$

Entonces el coeficiente de transferencia de calor a través del agua por unidad de longitud al medio se determina por la ecuación (2.64).

$$K_3 = \alpha_{aire} \cdot L_{aire} \quad (2.64)$$

2.4.4. Modelo generalizado de la transferencia de calor en el enfriador

A partir de un análisis crítico del modelo descrito en el epígrafe 2.1.4 y de las ecuaciones propuestas para determinar los coeficiente K_1 , K_2 , K_3 y el calor de evaporación q_{evp} , se observa que en el sistema de ecuaciones (2.7), (2.8) y (2.10) no se integra de manera explícita la relación que existe entre los parámetros esenciales del proceso C_{pa} , C_{pm} , \dot{m}_m , \dot{m}_a , $T_m(0)$ y $T_a(30)$ mencionados en el epígrafe 2.1.5 y cuyos correspondientes cometidos se explican en el epígrafe 3.1.

Las ecuaciones diferenciales (2.7) y (2.8) expresan respectivamente las relaciones numéricas entre los términos de cada ecuación. Sin perder la esencia de estos modelos y con el objetivo de ganar mayor ajuste explícito del modelo a los parámetros de operación del sistema, las ecuaciones (2.7) y (2.8) pueden sustituirse respectivamente por las expresiones (2.65) y (2.66) que junto con la ecuación (2.10) y las condiciones (2.9) describirán en lo que sigue el modelo generalizado que en la presente investigación describa las relaciones entre T_m , T_p y T_a .

$$c_{pm} \cdot \dot{m}_m \cdot f_m(\varepsilon) \cdot \frac{dT_m(x)}{dx} = [-K_1 \cdot T_m(x) + K_1 \cdot T_p(x)] \quad (2.65)$$

$$c_{pa} \cdot \dot{m}_a \cdot f_a(\varepsilon) \cdot \frac{dT_a}{dx} = [-T_a(x) \cdot (K_2 + K_3) + K_2 \cdot T_p(x) + K_3 \cdot T_{aire}(x) - q_{evp}(x)] \quad (2.66)$$

Donde ε es un factor adimensional descrito por la expresión (2.67).

$$\varepsilon = \frac{\dot{m}_m \cdot C_{pm} \cdot T_{m(0)}}{\dot{m}_a \cdot C_{pa} \cdot T_{a(30)}} \quad (2.67)$$

Las funciones $f_m(\varepsilon)$ y $f_a(\varepsilon)$ pueden ser entendidas como parámetros del sistema de ecuaciones o funciones de operación [138, 140, 141] y tal como se verá en el epígrafe 3.3 se ajustan a partir de los valores experimentales disponibles.

Conclusiones del capítulo

- El modelo dinámico del proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido quedó conformado por las expresiones (2.1), (2.3) y (2.4) y las condiciones iniciales y de frontera (2.6).
- El modelo estacionario del proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido quedó conformado por las expresiones (2.7), (2.8), (2.10) y las condiciones (2.9).
- El modelo generalizado del proceso de enfriamiento que describe las relaciones entre T_m , T_p y T_a , quedó conformado por las expresiones (2.65), (2.66) y (2.10), las condiciones (2.9) y las funciones de operación $f_m(\varepsilon)$ y $f_a(\varepsilon)$.
- Se establecen las ecuaciones de enlace (2.41), (2.45), (2.46), (2.52) y (2.64) para estimar los coeficientes variables de transferencia de calor por unidad de longitud K_1 , K_2 , q_{evp} y K_3 , que caracterizan el modelo dinámico, estacionario y generalizado del proceso de enfriamiento.

CAPÍTULO 3. IMPLEMENTACIÓN DEL MODELO MATEMÁTICO PARA EL PROCESO DE ENFRIAMIENTO DEL MINERAL LATERÍTICO REDUCIDO

Introducción

A partir de las teorías, las ecuaciones, los procedimientos y los modelos descritos en los capítulos 1 y 2, que permiten la estimación de los coeficientes y las áreas de transferencia de calor por unidad de longitud (mineral – pared; pared – agua y agua – aire), corresponde comprobar que realmente las respuestas del modelo teórico propuesto en el capítulo 2 se aproximan lo suficiente al comportamiento del proceso real de trabajo para igual régimen de operación. Conocidas las ecuaciones involucradas en la evolución de las variables que caracterizan el proceso de enfriamiento, se implementan las mismas en una aplicación informática. Por lo que se proponen como objetivos del presente capítulo:

- Validar el modelo matemático teórico a partir de la información experimental para un caso de estudio representativo del proceso de enfriamiento del mineral.
- Implementar una aplicación informática para la validación del modelo, la simulación del proceso y el cálculo de los parámetros racionales de operación.
- Realizar la simulación de la distribución de la temperatura del mineral, de la pared del cilindro y del agua en la piscina con respecto a la longitud del cilindro para diferentes regímenes de operación.
- Obtener los parámetros de explotación para diferentes regímenes de operación.
- Valorar los beneficios económicos y el impacto socioambiental, asociados a la investigación.

3.1. Información experimental para el ajuste y validación del modelo

Para la realización de los experimentos se utiliza la instalación industrial de la Unidad Básica de Producción Planta de Hornos de Reducción de la empresa “Comandante Ernesto Che Guevara” descrita en el epígrafe 1.1, que cuenta con 12 enfriadores de mineral situados horizontalmente uno al lado del otro, en grupos de cuatro por lozas. Todos construidos en la empresa Mecánica del Níquel “Comandante Gustavo Machin Hoed de Beche” con igual tecnología de fabricación.

3.1.1. Selección de las variables que influyen en el proceso de enfriamiento

Para la selección de las variables a manipular durante los experimentos se tuvieron en cuenta las características del proceso tecnológico que se desarrolla en el objeto de investigación y el control que se ejerce sobre él.

3.1.1.1. Flujo de mineral

Los hornos de reducción deben trabajar a una capacidad nominal de 21 t/h , por tanto cuando los enfriadores operan con valores inferiores a las 37 t/h es a causa de mantenimientos o averías. Por lo general la variación del flujo de mineral se debe a operaciones de arrancadas o paradas del horno.

El flujo de mineral se identifica como una variable independiente que se puede manipular y evaluar su efecto en la temperatura del mineral a la salida del enfriador.

3.1.1.2. Flujo de agua que entra a la piscina

Esta variable es manipulada con el objetivo de garantizar la flotación del cilindro y una temperatura no menor de 70 °C en el agua a la salida de la piscina [2].

El flujo de agua que entra a la piscina se identifica como una variable independiente que se puede manipular y evaluar su efecto en la temperatura del mineral a la salida del enfriador.

3.1.1.3. Temperatura del mineral a la entrada

Esta variable depende del perfil térmico de operación de los hornos que se mantiene en un valor fijo y se determina en el hogar 15 (a la salida del horno de reducción), no obstante experimenta ciertas variaciones debido a las perturbaciones propias del proceso industrial y aunque es una variable independiente no será considerada como una variable a manipular. Para la validación del modelo es necesario estimar la temperatura del mineral a la entrada del enfriador, para lo cual se realiza un balance de masa y energía que tiene en cuenta el flujo y la temperatura del mineral a la descarga de cada horno.

Para estimar el flujo de mineral laterítico reducido se afecta el flujo de mineral que entra al horno por un coeficiente de corrección que considera las pérdidas durante la calcinación, la reducción del mineral (reciclo: 3 % ; humedad: 4,5 % ; petróleo: 2,5 %; derrames: 1 %) y la precisión de las balanzas, el cual toma un valor aproximado, igual a 0,88.

3.1.1.4. Temperatura del mineral a la salida del enfriador

Aunque la temperatura del mineral a la descarga del enfriador es la variable de salida, se debe destacar que en ella inciden un grupo de parámetros que no se registran en el proceso productivo, como son: la cantidad de agua que se evapora; la temperatura y humedad del medio ambiente y la velocidad del aire. Todas esas variables mencionadas son recogidas en el modelo fenomenológico propuesto [129, 131, 154].

La temperatura del mineral a la descarga del enfriador se identifica como variable dependiente, debido a que caracteriza la eficiencia del proceso de enfriamiento.

3.1.1.5. Temperatura del agua a la entrada de la piscina

Esta variable depende de las condiciones climatológicas de la región, ya que el agua se suministra a la piscina a temperatura ambiente, por lo que es considerada una variable independiente y no será considerada a manipular.

3.1.1.6. Velocidad de rotación del cilindro

Para esta variable se escoge un solo nivel (0,97 rad/s) a causa de la condición de trabajo continuo de los enfriadores y la dirección de la Unidad Básica de Producción Planta Hornos de Reducción no permite que se manipule, ya que un cambio en el régimen de operación puede traer consecuencias negativas en cuanto a la calidad y eficacia del proceso de enfriamiento.

3.1.2. Análisis de las perturbaciones

A los efectos de la presente investigación se consideran perturbaciones las siguientes variables: la presión de trabajo en el interior del enfriador, la temperatura ambiente y la humedad relativa.

Para el monitoreo de las variables meteorológicas se empleó el equipo Davis EZ-Mount Groweather propiedad de la empresa “Comandante Ernesto Che Guevara”, el cual cuenta con un sistema de adquisición de datos, conformado por un conjunto básico de sensores que garantizan la medición, el registro y el almacenamiento de las variables en una computadora cada una hora. Las variables meteorológicas que se emplearon en esta investigación son: la temperatura de bulbo seco, la humedad relativa, la dirección y velocidad del aire, las cuales por tener un comportamiento aleatorio no pueden ser prefijadas para la experimentación, no obstante, sus valores reales fueron considerados en el momento en que se realizó la simulación del proceso con ayuda de la aplicación informática creada.

Según el estudio realizado por la División América de la empresa especializada en auditorías ambientales CESIGMA S.A. [255] (CESIGMA S.A., 2004), en la región de Moa donde se encuentra la empresa “Comandante Ernesto Che Guevara” presenta un clima tropical, con una temperatura media anual de 300,15 K , que en verano fluctúa entre 303,15 y 305,15 K con máximas que oscilan entre 307,15 y 309,15 K y en invierno varía entre 287,15 y 299,15 K con mínimas alrededor de los 285,15 K . La humedad relativa media anual para las 7:30 horas

es de 85 a 90 % y para las 13:00 horas está entre 70 y 75 % . El régimen eólico refleja la ocurrencia mayoritaria de los vientos alisios reforzados por las brisas marinas y contrarrestados por el terral. Los vientos soplan sobre la zona oriental procedentes del NE en los meses de octubre-enero; del ENE, durante febrero-mayo; y del este, en junio-septiembre. La velocidad promedio de la brisa es en general de 1,4 a 4,1 m/s .

A partir del análisis realizado se definen como variables de entrada:

- Flujo másico de mineral a la entrada del enfriador
- Flujo de agua de enfriamiento

Como variable de salida o dependiente:

- Temperatura del mineral a la salida del enfriador

3.1.3. Diseño del proceso de medición

Aunque para realizar una investigación científica se pueden utilizar diversos tipos de diseños de experimentos [256-260], existen dos procedimientos fundamentales de recolección del material estadístico inicial, para la obtención y validación posterior del modelo matemático. Para el desarrollo de esta investigación se propone la conjugación del experimento activo y pasivo [261].

3.1.3.1. Experimento activo

En consideración de los recursos disponibles y la necesidad de demostrar la validez del modelo teórico propuesto en el capítulo 2, se realizó el experimento activo, el cual consistió en un diseño factorial completo, basado en las posibles combinaciones entre las variables de estudio y los niveles escogidos. Se estudiaron dos factores: flujo de mineral con dos niveles y flujo de agua con tres niveles, para cada experimento se hicieron cinco réplicas de forma aleatoria, para un total de 30 pruebas ($2^1 \cdot 3^1 \cdot 5 = 30$) [262], según la matriz de experimentos que se muestra en la tabla 3.1, además de las variables mencionadas se registraron los valores de la temperatura de la pared en la superficie del cilindro y del agua de enfriamiento, a ambos

lados y en toda la longitud del enfriador. Para la validación del modelo se encontraron los valores promedios de la temperatura del agua y de la pared en ambos lados, luego se determinó el promedio de las cinco réplicas a la temperatura del mineral, de la pared y del agua, utilizados para la validación del modelo.

Tabla 3.1 Matriz de experimento

Número	\dot{m}_m (t/h)	\dot{m}_a (m ³ /h)	Cinco muestras y el valor promedio					
			T_{m1} (K)	T_{m2} (K)	T_{m3} (K)	T_{m4} (K)	T_{m5} (K)	T_{mp} (K)
1	\dot{m}_1	\dot{m}_{a1}	T_{m111}	T_{m211}	T_{m311}	T_{m411}	T_{m511}	T_{mp11}
2	\dot{m}_1	\dot{m}_{a2}	T_{m112}	T_{m212}	T_{m312}	T_{m412}	T_{m512}	T_{mp12}
3	\dot{m}_1	\dot{m}_{a3}	T_{m113}	T_{m213}	T_{m313}	T_{m413}	T_{m513}	T_{mp13}
4	\dot{m}_2	\dot{m}_{a1}	T_{m121}	T_{m221}	T_{m321}	T_{m421}	T_{m521}	T_{mp21}
5	\dot{m}_2	\dot{m}_{a2}	T_{m122}	T_{m222}	T_{m322}	T_{m422}	T_{m522}	T_{mp22}
6	\dot{m}_2	\dot{m}_{a3}	T_{m123}	T_{m223}	T_{m323}	T_{m423}	T_{m523}	T_{mp23}
Total de observaciones experimentales realizadas = 30								

La metodología utilizada durante la realización de los experimentos es la siguiente:

1. Se calibraron los instrumentos que se describen en el anexo 2, utilizados para medir los valores de las variables que intervienen en el proceso.
2. Se comprobó la conexión de los instrumentos empleados al sistema de adquisición de datos de la empresa (CITECT) para el registro y monitoreo de las variables.
3. Se procedió a fijar un flujo de mineral constante, según el diseño de experimentos sin dejar de tener en cuenta el perfil térmico del horno. Se esperó y observó durante 35 a 40 minutos (tiempo de retención del mineral en el horno [6]), se registró la hora y la fecha del momento en que el sistema se estabilizaba para las nuevas condiciones.
4. Se procedió a establecer el flujo de agua, se registró la hora y la fecha, se esperó mientras se observaba en el sistema de adquisición de datos de la empresa (CITECT) hasta que la temperatura del mineral a la descarga se mantuviera estable.

5. Se procedió a realizar mediciones de la temperatura de la pared exterior del cilindro en ambos lados (este y oeste) de la instalación.

3.1.3.2. Experimento pasivo

Debido al régimen de producción ininterrumpido en que se encuentra el objeto de estudio es necesario aplicar un experimento pasivo, donde se observa el diapasón de variación de las variables controladas e identifican la interrelación entre las variables independientes y sus efectos en la variable dependiente ya que surge el peligro de ruptura del régimen tecnológico y de obtención de una producción defectuosa. De manera que el experimento pasivo es necesario planificarlo y organizarlo correctamente.

3.1.4. Instalación experimental

Para realizar los experimentos se seleccionó el enfriador de la Línea 5, Loza 2, del cual se visualizan, grafican y controlan aquellos parámetros de interés para el proceso metalúrgico, además cuenta con un sistema de control de nivel que mantiene el cilindro en posición alineada con el transportador helicoidal rotatorio y así se evitan averías en esa línea. Además es el único donde se registra y controla la variable flujo de agua.

En la figura 1 del anexo 2 se muestra una imagen de las principales variables registradas a través del sistema de adquisición de datos (CITECT) en la Línea 5 (flujo de mineral, temperatura en el hogar 15, temperatura del mineral a la salida, flujo de agua, temperatura del agua en la piscina y corriente consumida por los motores eléctricos), que se grafican y monitorean a través de las dos ventanas que se muestra en la figura 2 del anexo 2. Se debe destacar que la ventana inferior fue creada para el desarrollo de esta investigación y a través de ella se monitorea la temperatura del agua en la piscina en seis puntos adicionales, tres en el lado este y tres en el lado oeste (figura 3 del anexo 2).

El sistema de control se realiza a través de la medición de cada uno de estos parámetros por el equipo correspondiente, luego se envía la señal a la computadora donde se registra la información y se muestra la interrelación entre los parámetros antes mencionados.

3.1.5. Análisis estadístico de las variables del proceso de enfriamiento

A través del sistema de adquisición de datos de la empresa (CITECT), se obtuvo el comportamiento de seis meses para algunas variables que serán consideradas en la validación del modelo propuesto en el capítulo 2. El análisis estadístico descriptivo de dichas variables proporcionó información acerca de la tendencia central y dispersión de las variables que caracterizan el proceso, tabla 3.2. A partir del diseño del proceso de medición expuesto en el epígrafe 3.1.3 y con ayuda de la instalación experimental que se describe en el epígrafe 3.1.4 se realizarán los experimentos para la validación del modelo.

Tabla 3.2: Análisis estadístico descriptivo de una data de seis meses.

	Flujo		Temperatura (K)		
	mineral (t/h)	agua (m ³ /h)	entra mineral	agua	sale mineral
Media	33,21	18,12	1036,15	353,80	483,84
Error típico	0,02	0,05	0,15	0,03	0,22
Mediana	33,80	16,09	1037,27	355,44	478,34
Moda	33,60	8,37	1044,12	357,64	471,83
Desviación estándar	3,37	11,00	32,72	6,22	47,82
Varianza de la muestra	11,39	120,95	1070,33	38,66	2286,96
Curtosis	18,74	16,50	110,95	2,18	2,99
Coficiente de asimetría	-4,03	3,24	-7,36	-1,11	1,06
Rango	27,20	92,76	845,53	48,47	353,60
Mínimo	10,60	7,24	392,23	318,63	362,71
Máximo	37,80	100,00	1237,77	367,09	716,31
Cuenta	47616,00	47616,00	47616,00	47616,00	47616,00
Nivel de confianza (95 %)	0,03	0,10	0,29	0,06	0,43

La tabla 3.2 muestra que el flujo de mineral máximo que entró a los hornos, en el período analizado, correspondió a 37,8 t/h , conociendo que cada horno puede operar a una capacidad máxima de 22 t/h , para una productividad por enfriador cercana a las 44 t/h , donde se justifica que los hornos deben trabajar siempre a su capacidad nominal.

El valor medio de la temperatura del mineral a la descarga del enfriador es de 483,84 K y la moda de 471,83 K , comportamiento que describe el régimen de operación real del proceso. Al igual que para el flujo de mineral los valores mínimos corresponden a situaciones de arrancadas, paradas y averías del proceso en los hornos o en los enfriadores, tabla 3.2.

3.2. Modelo para estimar la temperatura del agua en $x = 0$

Para la solución del modelo matemático es necesario conocer las condiciones iniciales y de frontera, definidas en $x = 0$, para el caso de estudio el proceso de transferencia de calor ocurre a contraflujo y es por ello que se conoce la temperatura del agua a la salida del enfriador ($x = L_c = 30$ m). Con el objetivo de obtener la temperatura del agua en $x = 0$ para cualquier régimen de operación de la instalación se realizó un ajuste de mínimo cuadrado a partir de los datos experimentales obtenidos donde se incluye el factor adimensional ε descrito por la expresión (2.67).

El modelo obtenido para la estimación de la temperatura del agua en $x = 0$ se muestra en la ecuación (3.1) con un coeficiente de correlación de 0,99. En el anexo 3 se muestra el análisis estadístico y las pruebas para los coeficientes del modelo.

$$T_{a(x=0)} = \varepsilon \cdot (15,997407 + 0,011042286 \cdot \varepsilon)^{-1} \quad (3.1)$$

Donde:

$T_{a(x=0)}$ - Temperatura del agua en $x = 0$; °C

3.3. Modelo para ajustar las ecuaciones diferenciales.

En el epígrafe 2.4 quedó establecido el modelo físico-matemático que describe el comportamiento de las temperaturas del mineral, la pared y el agua en el objeto de estudio mediante las ecuaciones (2.65), (2.66) y (2.10) así como las condiciones (2.9). En la ecuación (2.65) aparece la función $f_m(\varepsilon)$ y en la ecuación (2.66) la función $f_a(\varepsilon)$. La determinación de estas funciones puede realizarse a partir de los datos experimentales obtenidos y mediante el método de ajuste mínimo cuadrado.

El procedimiento empleado es el siguiente:

1. Se tienen 105 combinaciones de los valores de las variables independientes: \dot{m}_m , \dot{m}_a , $T_m(0)$ y $T_a(30)$ que constituyen vectores $(\dot{m}_m, \dot{m}_a, T_m(0), T_a(30))$. Para cada uno de estos vectores se midieron cinco réplicas de los valores de $T_m(30)$ y $T_p(30)$; y se calcularon los valores promedio de estas réplicas: $T_{m1}(30)$ y $T_{p1}(30)$. También se calculó para cada vector el valor $T_{a1}(0)$ mediante la expresión (3.1). Los valores de C_{pa} se determinan a partir de las temperaturas $T_a(30)$ y los valores C_{pm} a partir de las temperaturas $T_m(0)$.
2. El sistema de ecuaciones del modelo físico-matemático descrito en el epígrafe 2.4.4 se resuelve para cada vector $(\dot{m}_m, \dot{m}_a, T_m(0), T_a(30))$ tomando diferentes valores numéricos positivos de f_m y f_a . Para cada vector se escogen los valores de f_m y f_a donde los resultados del cálculo de $T_{m2}(30)$ y $T_{p2}(30)$ y $T_{a2}(0)$ sean más cercanos a sus correspondientes valores $T_{m1}(30)$, $T_{p1}(30)$ y $T_{a1}(0)$.
3. Para cada uno de los 105 vectores de valores $(C_{pa}, C_{pm}, \dot{m}_m, \dot{m}_a, T_m(0), T_a(30))$ se genera el valor ε mediante la expresión (2.67) y se obtienen los dos conjuntos de 105 pares de valores (ε, f_m) y (ε, f_a) .

4. Mediante el Método de los Mínimos Cuadrados, a partir del conjunto de pares (ε, f_m) se obtiene la función $f_m = f_m(\varepsilon)$ y a partir del conjunto de pares (ε, f_a) se obtiene la función $f_a = f_a(\varepsilon)$.

De los datos experimentales se obtiene la función $f_m(\varepsilon)$ descrita por la expresión (3.2), la cual se sustituye en la ecuación diferencial (2.65) para la temperatura del mineral.

$$f_m(\varepsilon) = \varepsilon \cdot (-425,63786 + 1,371593 \cdot \varepsilon - 0,000016018 \cdot \varepsilon^2)^{-1} \quad (3.2)$$

Análogamente, a partir de los datos experimentales se obtiene la función $f_a(\varepsilon)$ descrita por la expresión (3.3) la cual se sustituye en la ecuación diferencial (2.66) para la temperatura del agua.

$$f_a(\varepsilon) = -0,0751245 + 0,00101265 \cdot \varepsilon \quad (3.3)$$

3.4. Implementación de los modelos matemáticos en una aplicación informática

Con la finalidad de manejar de forma práctica y obtener en un tiempo razonable los resultados de las ecuaciones planteadas, a partir de las propiedades de los materiales y las sustancias (mineral, acero, agua, aire) involucradas en el proceso para un amplio rango de temperaturas, integrados en un modelo de parámetros distribuidos que describe el comportamiento de la temperatura del mineral laterítico reducido, de la pared del cilindro y del agua de enfriamiento, resuelto como un sistema de ecuaciones a través del Método de Runge Kutta 4to Orden [253], fue creada la aplicación informática “Enfriador del Horno de Reducción ECECG” que permite la validación y la simulación de los principales parámetros que caracterizan el objeto de estudio. La misma consta de cinco ventanas, ellas son: “Relación Radio-Área-Ángulo”; “Relación Flujo-Volumen-Velocidades”; “Piscina y Superficie del Tanque”; “Transferencia de Calor y Parámetros Racionales de Operación”. Las operaciones que se pueden realizar en cada ventana se exponen en el anexo 4.

Cabe destacar que para aplicar el Método de Runge – Kutta se determinó el paso de trabajo de este método, de modo que el error quedara acotado por el valor 0,1 K . Asimismo durante la programación se tuvo en cuenta el chequeo de la estabilidad del sistema de ecuaciones y del método de solución, cosa que hasta la actualidad no ha sido detectada.

3.5. Validación del modelo matemático para el proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido a escala industrial

Para validar el modelo propuesto se comparan los resultados experimentales obtenidos de la temperatura del mineral laterítico reducido a la descarga del enfriador, con los teóricos obtenidos a través del modelo propuesto en el epígrafe 2.4.4 para iguales condiciones de trabajo. Luego se calculan los errores relativos puntuales y promedios entre los resultados experimentales y los teóricos, se tiene como criterio de aceptación que el error relativo promedio sea inferior al 10 % . Para el cálculo de los errores se emplean las ecuaciones (3.4) y (3.5); propuestas por [262] y [260].

$$E = \left| \left(T_{mp.Exp.} - T_{mp.Teo.} \right) \cdot T_{mp.Exp.}^{-1} \right| \cdot 100 \quad (3.4)$$

$$E_p = \sum_{i=1}^{N_d} E \cdot N_d^{-1} \quad (3.5)$$

Donde:

E : Error relativo puntual entre los valores experimentales y los teóricos de temperatura; %

$T_{mp.Exp.}$: Valor promedio de la temperatura del mineral obtenido de forma experimental; K

$T_{mp.Teo.}$: Valor promedio de la temperatura del mineral obtenido de forma teórica; K

E_p : Error relativo promedio entre los valores experimentales y los teóricos de temperatura; %

N_d : Número de determinaciones; adimensional.

3.5.1. Validación del modelo a través del experimento activo

En la tabla 1 del anexo 5 se relacionan los valores de la temperatura del mineral laterítico reducido, obtenidos a través del diseño de experimento activo descrito en el epígrafe 3.1.3.1 y los teóricos calculados a través del modelo matemático para iguales condiciones de operación. Los errores relativos puntuales debido a la diferencia entre la temperatura real de operación del mineral laterítico reducido y la pronosticada por el modelo son inferiores al 5 % y el error relativo promedio total es de 2,37 % . Estos resultados confirman la validez del modelo propuesto para predecir el valor de la temperatura del mineral a la salida del enfriador, según se muestra en la figura 3.1.

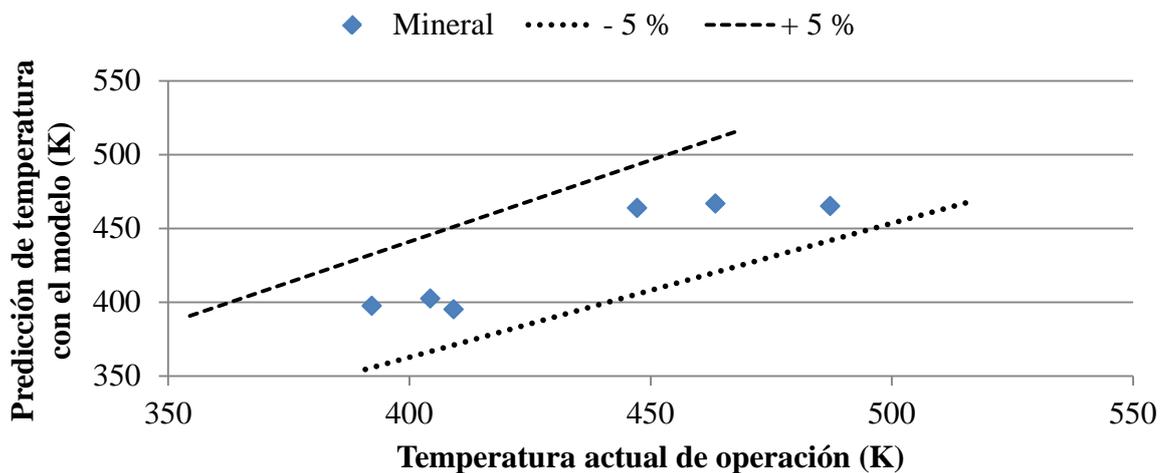


Figura 3.1. Comportamiento del error promedio para la temperatura del mineral laterítico reducido; experimento activo.

A través del modelo propuesto se predice el valor de la temperatura de la pared del cilindro en la descarga del enfriador ($x = 30$) con un error promedio del 1,26 % (tabla 2 del anexo 5). Mientras que los errores relativos puntuales debido a la diferencia entre la temperatura real de la pared del enfriador y la pronosticada por el modelo son inferiores al 4 % , según se muestra en la figura 3.2.

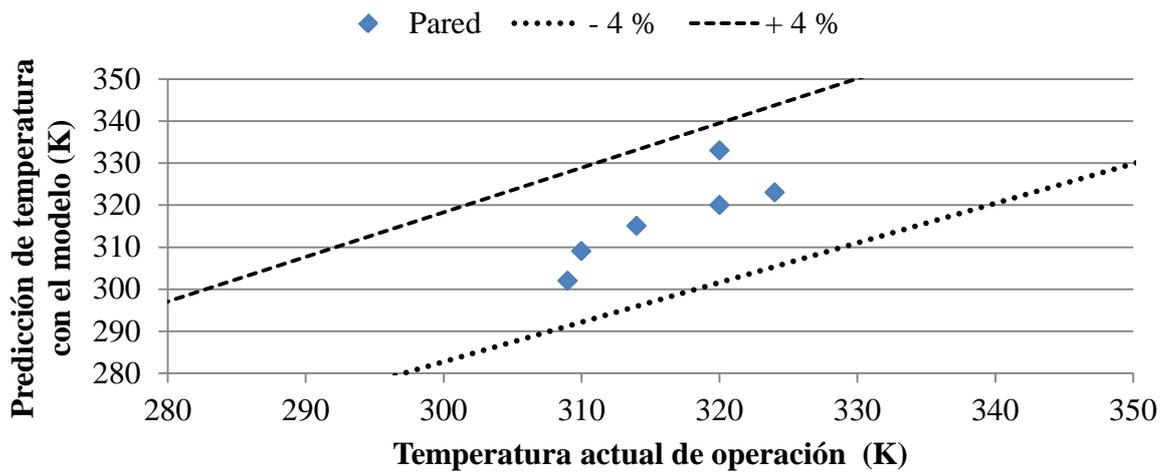


Figura 3.2. Comportamiento del error promedio para la temperatura de la pared; experimento activo.

A través del modelo propuesto se predice el valor de la temperatura del agua en la piscina en la zona de descarga del enfriador ($x = 30$) con un error promedio del 1,68 % (tabla 2 del anexo 5). Mientras que los errores relativos puntuales debido a la diferencia entre la temperatura real del agua en la piscina y la pronosticada por el modelo son inferiores al 4 % , según se muestra en la figura 3.3.

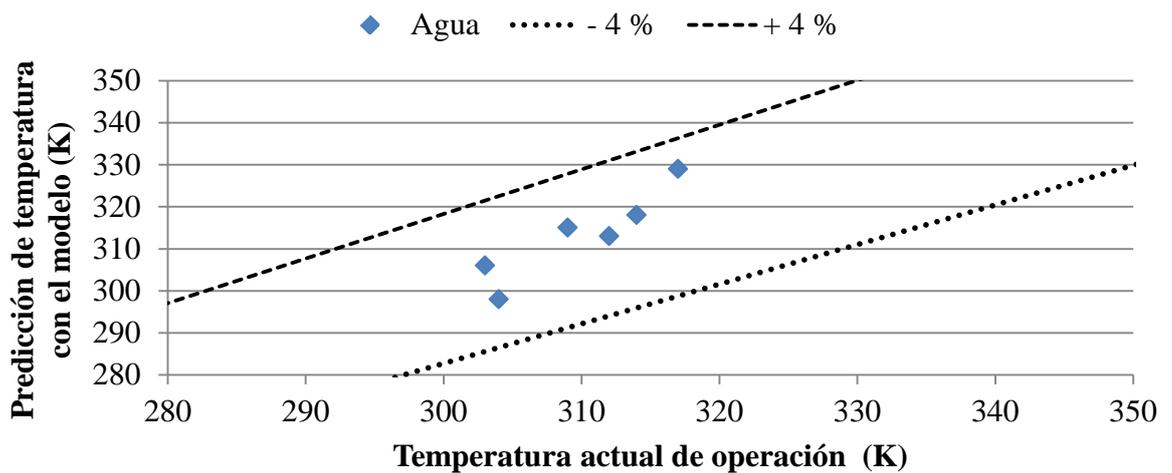


Figura 3.3. Comportamiento del error promedio para la temperatura del agua; experimento activo.

3.5.2. Validación del modelo a través del experimento pasivo

Con el objetivo de dar más credibilidad al modelo propuesto se realizaron una serie de mediciones adicionales para abarcar un mayor rango de operación del equipo (experimento pasivo, epígrafe 3.1.3.2). Los resultados obtenidos se muestran en las tablas 3 del anexo 5, donde se observa que el modelo predice la temperatura del mineral a la salida del enfriador con un error relativo puntual inferior al 6 % y un error relativo promedio del 2,3 % . Por lo que se confirma una vez más la capacidad predictiva del modelo (ver figura 3.4) y se da cumplimiento al objetivo de la investigación.

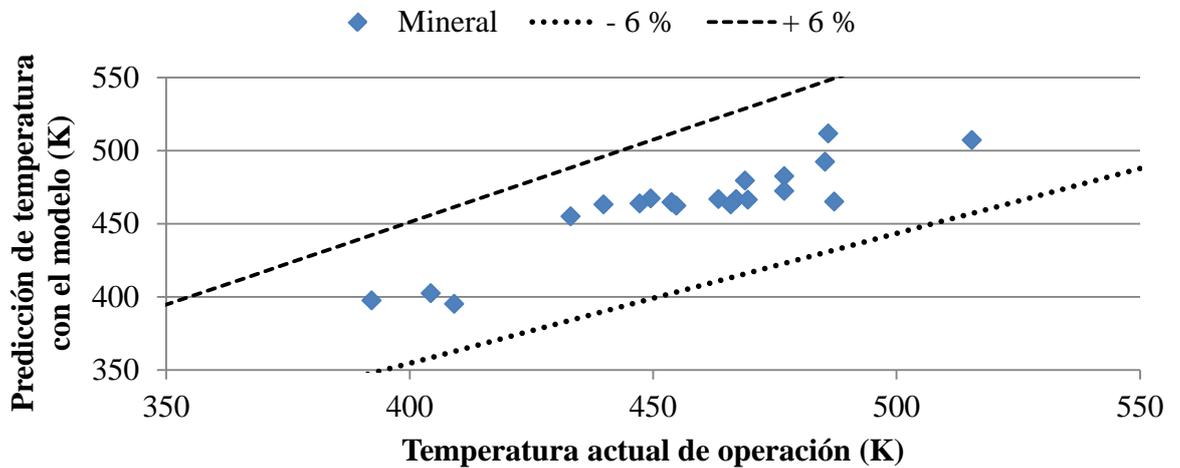


Figura 3.4. Comportamiento del error promedio para la temperatura del mineral; experimento pasivo.

A través del modelo propuesto se predice el valor de la temperatura de la pared del cilindro en la descarga del enfriador ($x = 30$) con un error promedio de 0,94 % (tabla 4 del anexo 5).

Mientras que los errores relativos puntuales debido a la diferencia entre la temperatura real de la pared del enfriador y la pronosticada por el modelo son inferiores al 3 % , según se muestra en la figura 3.5.

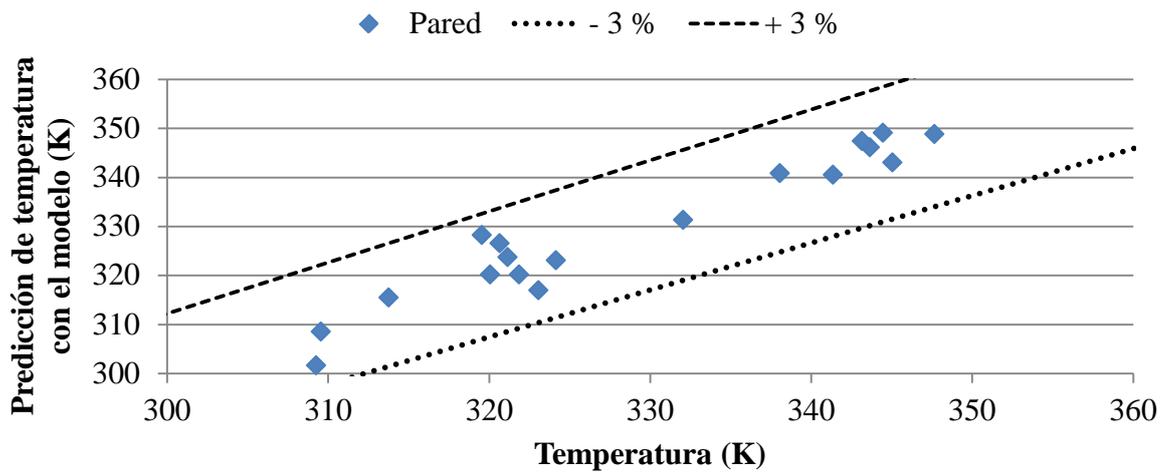


Figura 3.5. Comportamiento del error promedio para la temperatura de la pared; experimento pasivo.

A través del modelo propuesto se predice el valor de la temperatura del agua en la piscina en la zona de descarga del enfriador ($x = 30$) con un error promedio del 1,2 % (tabla 4 del anexo 5). Mientras que los errores relativos puntuales debido a la diferencia entre la temperatura real del agua en la piscina y la pronosticada por el modelo son inferiores al 4 % , según se muestra en la figura 3.6.

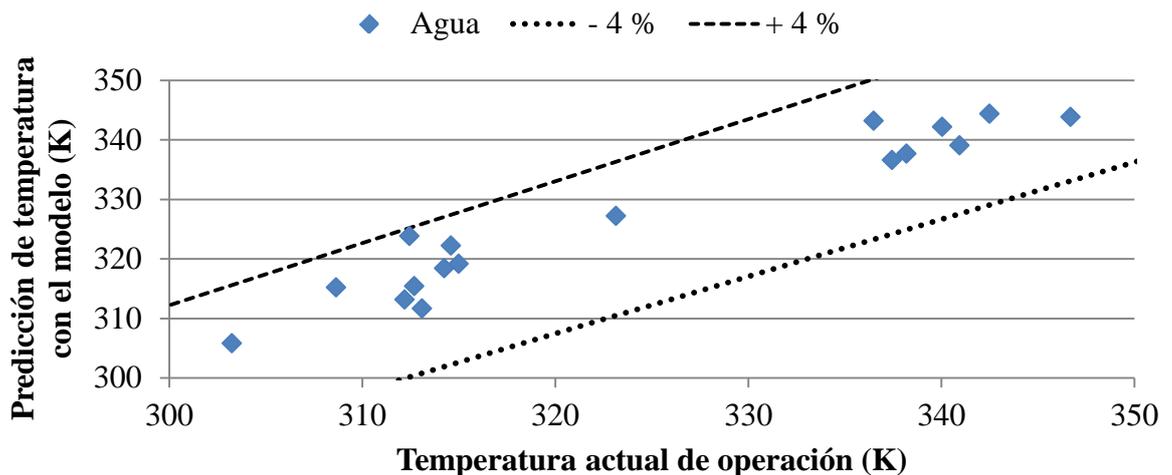


Figura 3.6. Comportamiento del error promedio para la temperatura del agua, experimento pasivo.

La figura 3.7 demuestra la validez del modelo propuesto para predecir el comportamiento de la distribución de la temperatura de la pared del cilindro y del agua en la piscina, para flujos de mineral y de agua, de 20 t/h y 100 m³/h respectivamente.

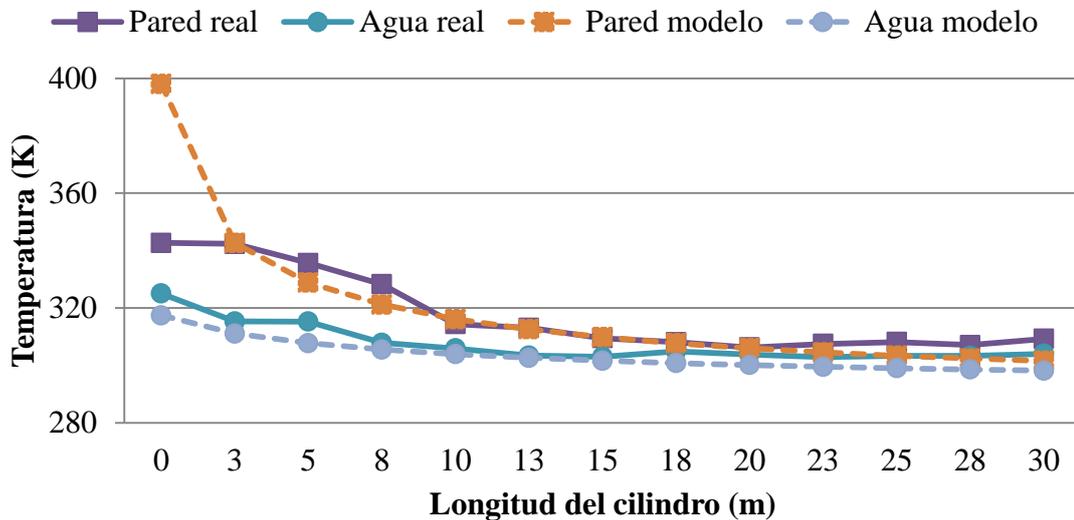


Figura 3.7. Distribución de la temperatura de la pared del cilindro y del agua en la piscina.

El error relativo promedio total a causa de la diferencia entre la temperatura real de la pared y la pronosticada por el modelo es de 1,2 % . El error relativo puntual es inferior al 9 % y alcanza su mayor valor en $x=0$ de 8,9 % . Esta diferencia se atribuye al error que se introduce durante la medición de la temperatura de la pared en $x=0$, ya que la misma está cubierta por una fina película de agua que se evapora a presión atmosférica, lo que impide que se alcancen temperaturas superiores a los 273 K .

Los errores relativos puntuales debido a la diferencia entre la temperatura real del agua en la piscina y la pronosticada por el modelo son inferiores al 1,2 % y el error relativo promedio total es de 0,7 % .

3.6. Aplicación práctica del modelo matemático establecido

La aplicación práctica del modelo matemático con base fenomenológica propuesto y validado en el desarrollo de esta investigación, radica en la posibilidad de pronosticar el

comportamiento de la temperatura del mineral laterítico reducido a la salida del enfriador cilíndrico horizontal rotatorio, bajo diferentes regímenes de operación, con la finalidad de garantizar una temperatura del mineral en los tanques de contactos que garantice el menor consumo de agua, el índice de extractable y el desarrollo eficiente del proceso de lixiviación, contribuyendo de esta manera al ahorro de portadores energéticos.

3.7. Aplicación del procedimiento establecido al Enfriador 5 de la Unidad Básica de Producción Planta Hornos de Reducción de la empresa “Comandante Ernesto Che Guevara”

En este epígrafe se calculan los principales parámetros que caracterizan el proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido a escala industrial (ver sus características en la tabla 1 del anexo 6). En los siguientes sub-epígrafes se exponen los resultados obtenidos con su correspondiente análisis.

3.7.1. Cálculo del coeficiente de llenado

El coeficiente de llenado es la variable que define el área transferencia de calor entre el mineral y la pared del cilindro, así como, la altura de la cama de mineral, relacionada con el flujo y el tiempo de retención de mineral en el interior del cilindro (ecuación (1.19) y (2.28)). A través de la aplicación informática “Enfriador del Horno de Reducción ECECG” y las opciones que brindan las ventanas “Relación Radio-Área-Ángulo” y “Relación Flujo-Volumen-Velocidades”, anexo 4, figura 1 y 2, se demostró que para un tiempo de retención de 50 minutos y flujo de mineral entre 20 y 34 t/h el coeficiente de llenado toma valores entre 8 y 15 % (coincide con los resultados obtenidos por Valle, *et al.* [6]), que es el rango establecido para las condiciones estándar de operación (figura 3.8). Estos valores obtenidos se tomarán como referencia para la simulación del proceso.

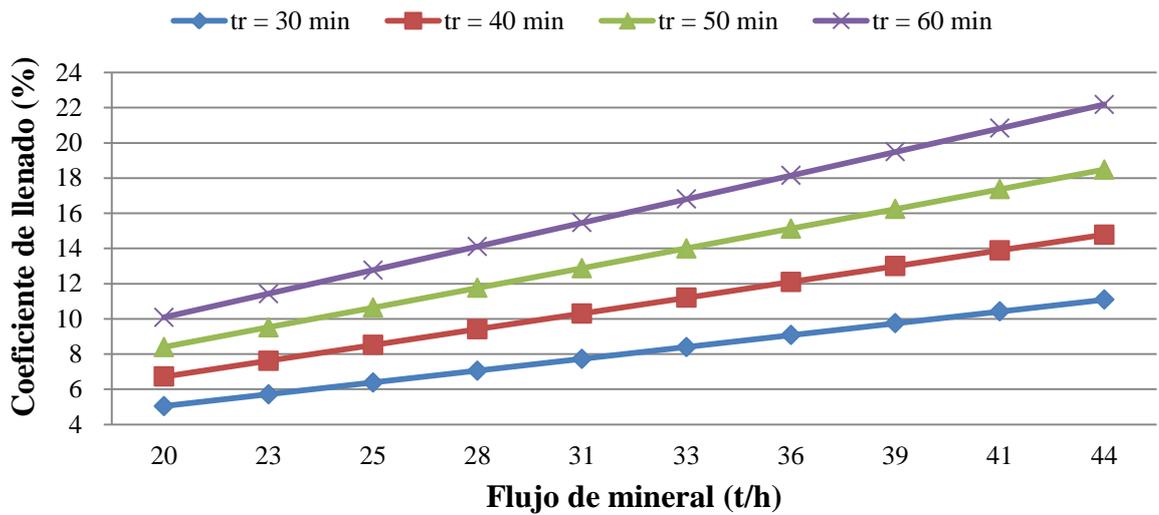


Figura 3.8. Comportamiento del coeficiente de llenado para diferentes flujos de mineral y tiempos de retención.

Además se demostró a través de la figura 3.9 que al estimar la temperatura del mineral laterítico reducido a la salida del enfriador para tiempo de retención entre 30 y 50 minutos, se incurre en un error de entre 0,73 y 0,80 % para flujos de agua de 10 y 100 m³/h respectivamente.

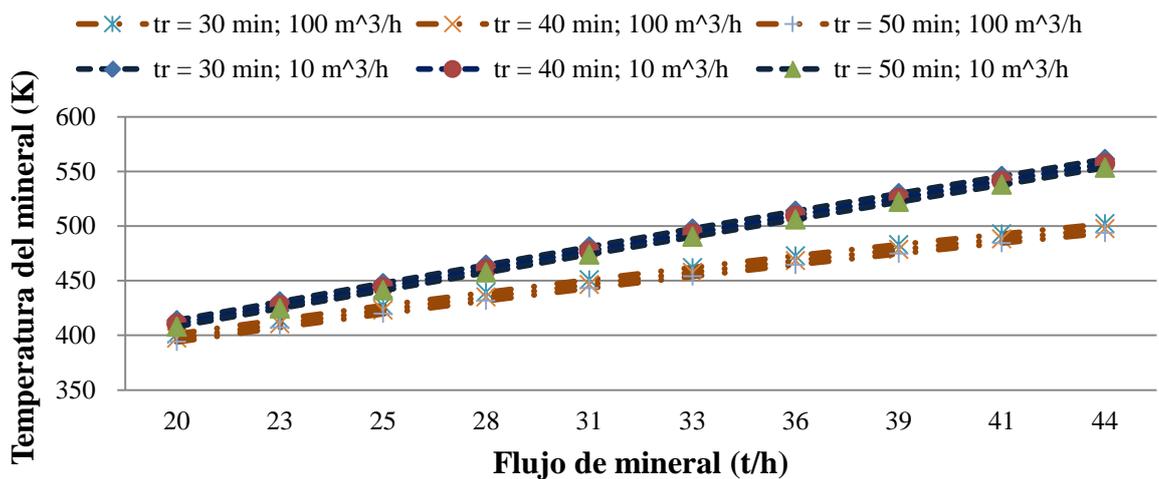


Figura 3.9. Comportamiento de la temperatura del mineral vs flujo de mineral y tiempo de retención.

Un incremento del coeficiente de llenado trae aparejado un aumento del área de transferencia de calor de contacto entre el mineral y la pared, lo cual es beneficioso para el proceso, pero también incrementa la altura de la cama de mineral y dificulta de esta manera la transferencia de calor a través de este (sólido granulado), debido principalmente a su bajo coeficiente de conductividad térmica, entre 0,11 a 0,17 W/(m·K) para temperaturas entre 338,15 y 973,15 K respectivamente [16].

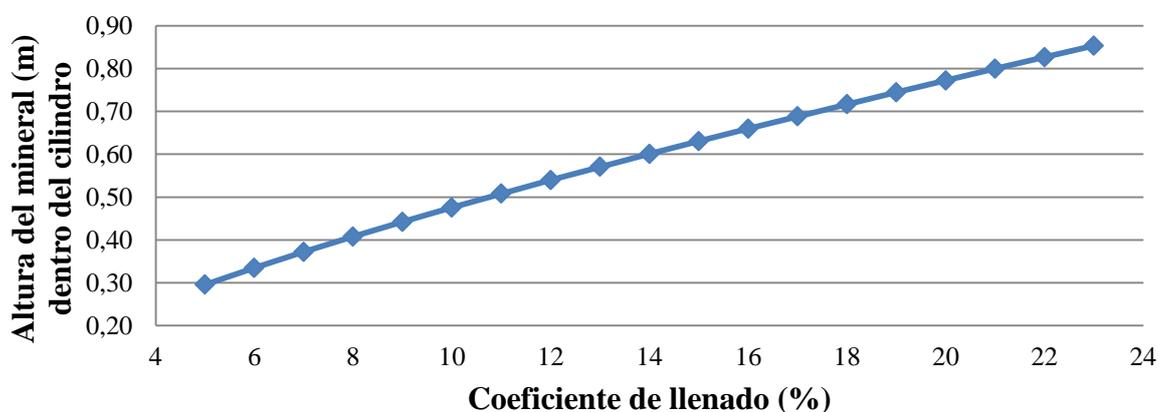


Figura 3.10. Comportamiento de la altura del mineral con respecto al coeficiente de llenado.

Por lo que se recomienda trabajar con un coeficiente de llenado del 15 % para garantizar que la altura de la cama de mineral reducido sea menor de 0,65 m (figura 3.10), facilitar la renovación de la capa de mineral fría en contacto con la pared por otra cercana más caliente y garantizar un mejor mezclado.

3.7.2. Cálculo de los coeficientes de transferencia de calor por unidad de longitud

A partir de los resultados obtenidos en el epígrafe 3.7.1 y con ayuda del procedimiento descrito en el epígrafe 2.4, se calculan los coeficientes de transferencia de calor por unidad de longitud del mineral a la pared, de la pared al agua y del agua al aire, su distribución se muestra en la figura 3.11, para una velocidad de rotación de 0,97 rad/s, con flujo de mineral y de agua de 34 t/h y 35 m³/h, respectivamente. Se debe destacar que la transferencia de calor de contacto entre la pared y la cama de mineral es el modo dominante y que la causa de que el

coeficiente pared-agua alcance valores más altos se debe a que está afectado por un área de transferencia de calor mucho mayor que la que existe entre el mineral y la pared interior del cilindro.

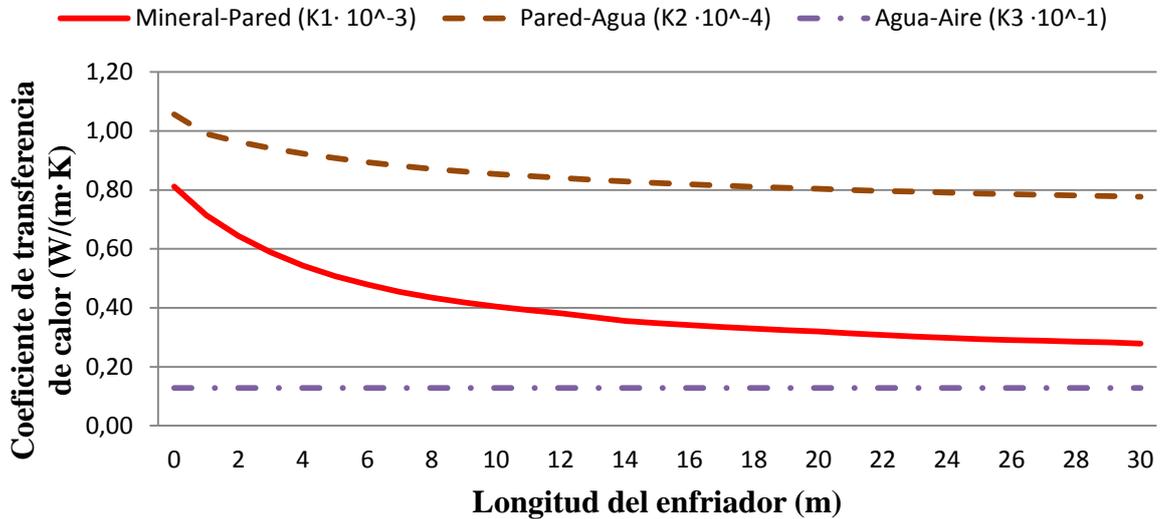


Figura 3.11. Distribución de los coeficientes de transferencia de calor por unidad de longitud.

Como el aire se comporta como un depósito térmico su temperatura permanece constante al igual que el coeficiente de transferencia de calor por unidad de longitud agua-aire K_3 que depende de las propiedades termo-físicas del aire y de su velocidad (figura 3.11).

3.7.3. Cálculo del coeficiente de transferencia de calor del mineral-Pared

El coeficiente de transferencia de calor por unidad de longitud del mineral a la pared K_1 se calcula a través de la ecuación (2.41) según el procedimiento descrito en el epígrafe 2.4.1 y depende de las propiedades termo físicas del mineral, del tiempo de retención y del flujo de mineral.

La figura 3.12 muestra que a mayor flujo de mineral (F_m) y velocidad de rotación del cilindro (n) K_1 incrementa su valor. Como el tiempo de retención (50 min) se mantiene constante, aumentan el coeficiente de llenado y la altura de la cama de mineral, factores que inciden negativamente en el proceso de mezcla y de transferencia de calor a través del mineral debido a su baja conductividad térmica. El flujo de agua se mantuvo constante ($30 \text{ m}^3/\text{h}$).

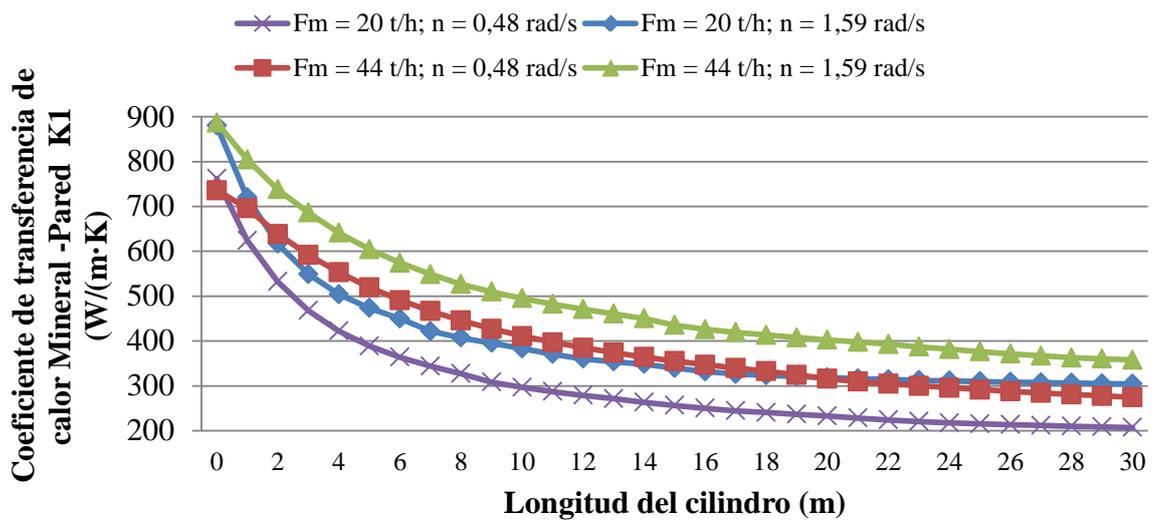


Figura 3.12. Comportamiento del coeficiente de transferencia de calor Mineral-Pared

3.7.4. Cálculo del coeficiente de transferencia de calor pared-agua

El coeficiente de transferencia de calor por unidad de longitud pared-agua se ve afectado principalmente por la velocidad de rotación del cilindro, que define el valor del número de Reynolds y este al número de Nusselt.

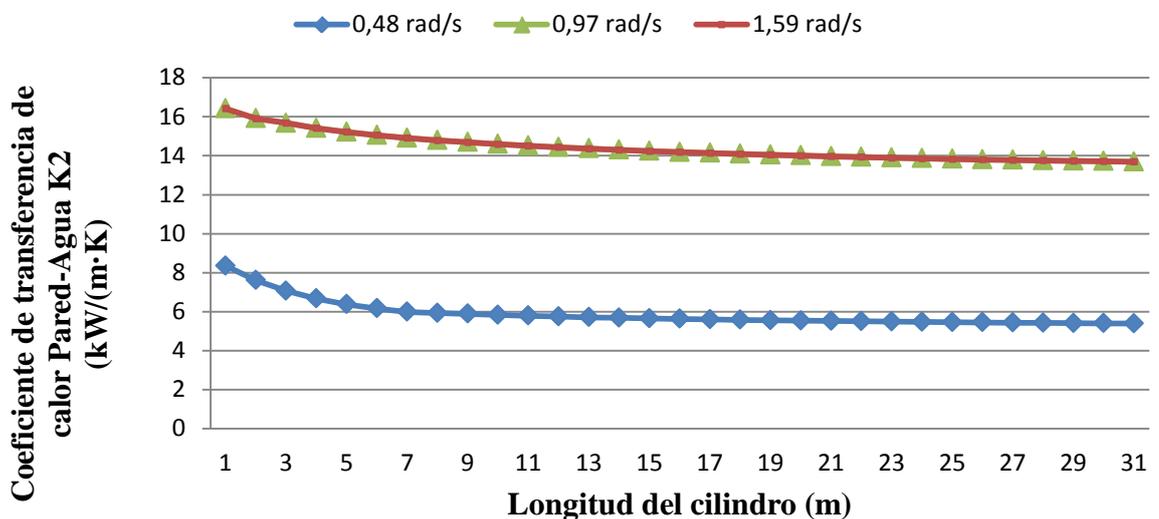


Figura 3.13. Comportamiento del coeficiente de transferencia de calor pared-agua

La figura 3.13 muestra que para velocidades de rotación mayor de 0,97 rad/s el incremento de la transferencia de calor es insignificante y se requiere de un estudio científico para evaluar si es factible operar a velocidades de rotación por encima de 1,59 rad/s. Para establecer el

comportamiento de la figura 3.13 se consideraron constantes, el tiempo de retención (50 min), el flujo de agua (30 m³/h) y de mineral (40 t/h).

3.8. Simulación del proceso de enfriamiento

Conocida la relación entre las variables que caracterizan el coeficiente de llenado y los coeficientes de transferencia de calor por unidad de longitud mineral-pared, pared-agua y agua-aire, se simuló el proceso de enfriamiento con la aplicación informática “Enfriador del Hornos de Reducción ECECG” y las opciones que brinda la ventana “Transferencia de Calor”, anexo 4 figura 4, se obtuvieron los resultados que se muestran en la figura 3.14. Donde se aprecia que el mineral experimenta una disminución de temperatura en 500 K aproximadamente, que resulta muy significativo con la pequeña variación (menos de 60 K) que experimentan la pared del cilindro y el agua de enfriamiento.

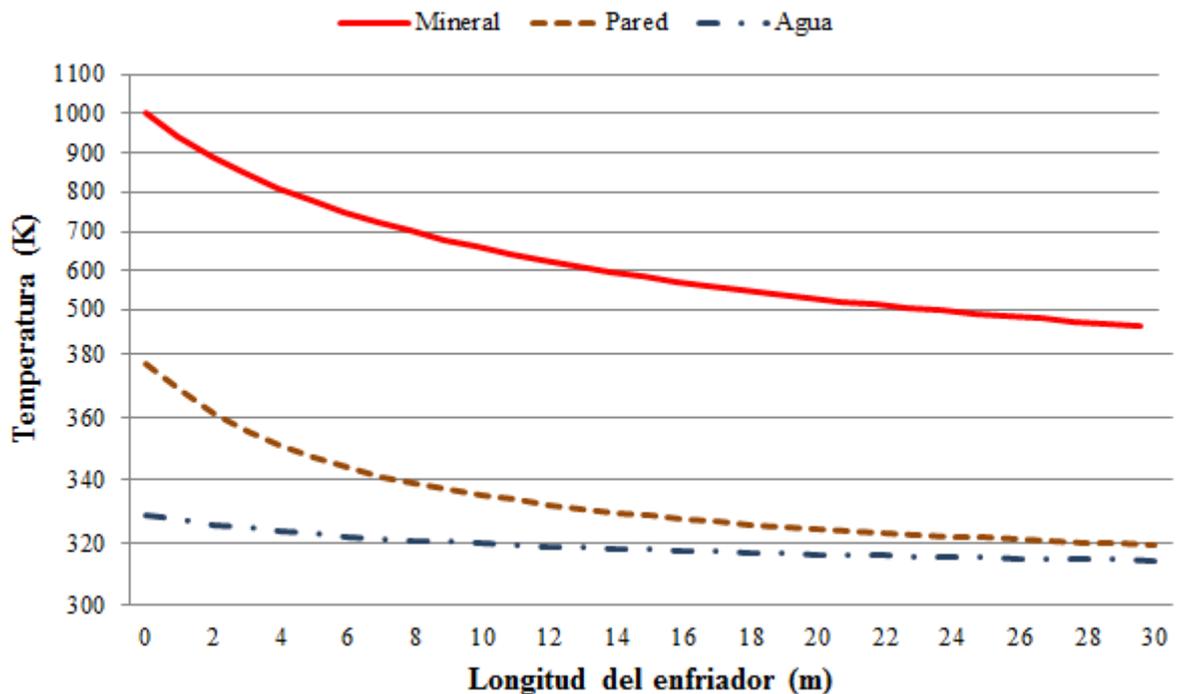


Figura 3.14. Simulación del proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido.

La figura 3.15 demuestra que el flujo de mineral es la variable de mayor efecto en la temperatura del mineral y que para flujos de mineral de 44 t/h la temperatura del mineral a la salida del enfriador siempre estará por encima de los 473,15 K .

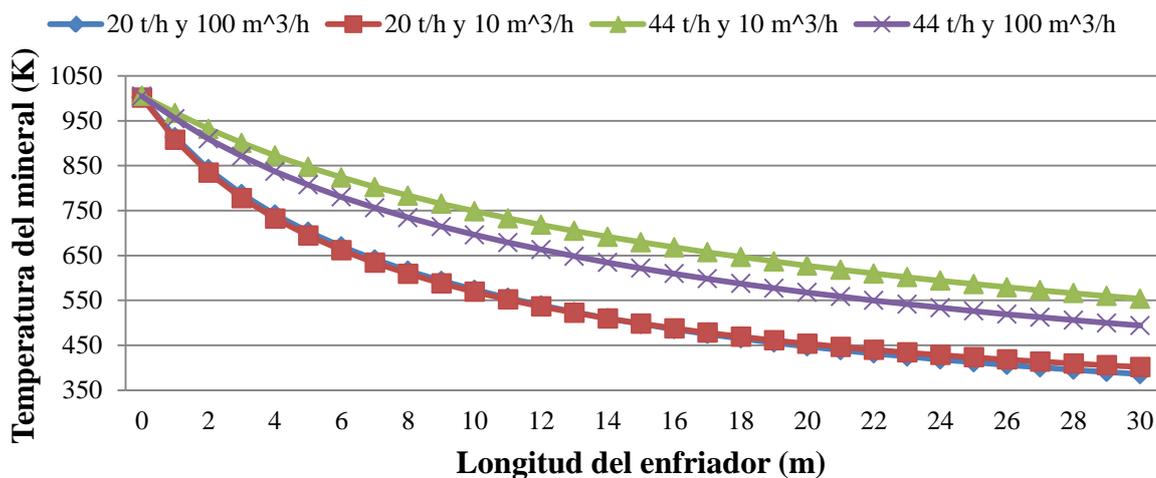


Figura 3.15. Simulación del proceso de enfriamiento para diferentes flujos de mineral y de agua.

La simulación del proceso de enfriamiento revela que para las dimensiones del enfriador y el régimen de operación actual solo se pueden alcanzar temperaturas del mineral a la descarga cercana a 423,15 K , como lo exige el esquema tecnológico Caron, para un flujo de mineral reducido igual a 26 t/h (aproximadamente 30 t/h mineral oxidado que entra a los hornos). Otros factores que influyen en este comportamiento son los analizados en el epígrafe 3.4.

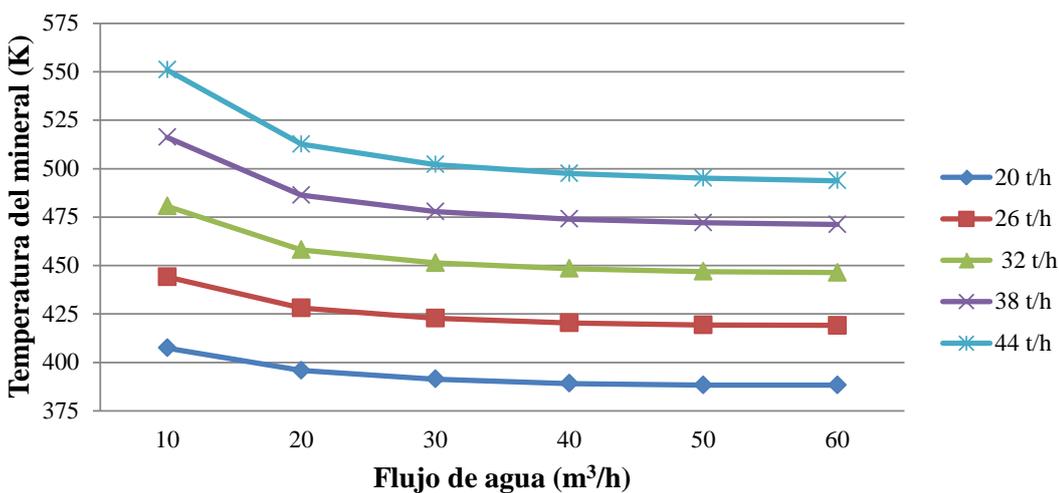


Figura 3.16. Simulación del proceso de enfriamiento de mineral para diferentes flujos de agua.

A través de la simulación del proceso se demostró que para flujos de agua superiores a los 30 m³/h la temperatura del mineral a la descarga permanece constante, para diferentes flujos de mineral (figura 3.16).

La simulación del proceso de enfriamiento demuestra que el incremento de la velocidad de rotación desde 0,97 rad/s hasta 1,59 rad/s garantiza una disminución de la temperatura del mineral a la descarga del enfriador en 21 K como promedio y su descenso hasta 0,48 rad/s provoca el aumento de la temperatura del mineral en 30 K como promedio, para un tiempo de retención constante de 50 minutos (figura 3.17).

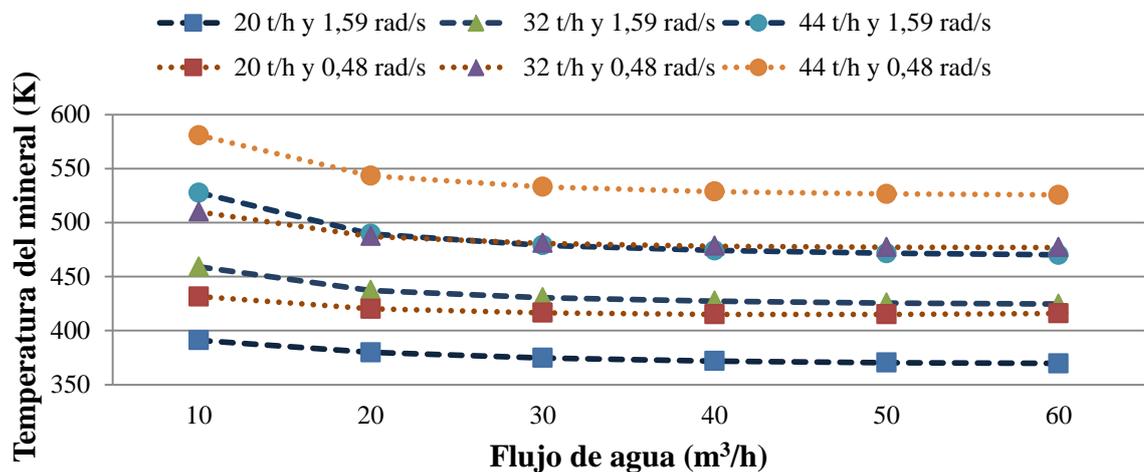


Figura 3.17. Comportamiento de la temperatura del mineral a la salida del enfriador con respecto al flujo de agua y diferentes flujos de mineral y velocidades de rotación.

Otro aspecto a señalar está relacionado con la geometría del enfriador ya que en vez de incrementar su longitud con respecto a los enfriadores de la empresa “Comandante René Ramos Latour” de Nicaro, debieron incrementar su diámetro para lograr mayor área de transferencia de calor, mayor capacidad de flotación, mayor área de contacto del mineral con la pared interior del cilindro y menor altura de la cama de mineral [8].

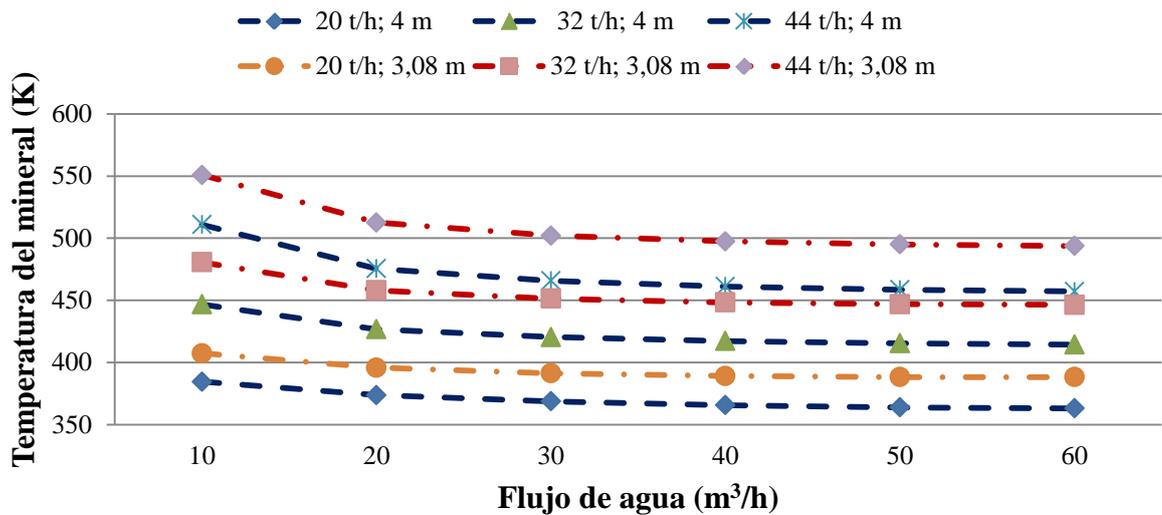


Figura 3.18. Comportamiento de la temperatura del mineral a la salida del enfriador con respecto al flujo de agua y diferentes flujos de mineral para un cilindro de 4 m de diámetro.

Quedó demostrado a través de la simulación del proceso de enfriamiento en un enfriador con un diámetro de 4 m que se logra disminuir la temperatura del mineral hasta 423,15 K para un flujo de mineral de 32 t/h (aproximadamente 36,5 t/h mineral oxidado que entra a los hornos), figura 3.18.

3.9. Valoración técnico-económica

El proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido desde el punto de vista económico ejerce notable influencia en los costos de producción de la empresa así como en la eficiencia energética y metalúrgica.

Está establecido que el flujo de agua en la piscina de enfriamiento sea de 107 m³/h [2]. Pero a través de un análisis estadístico (tabla 3.2) se observó que esta variable fluctúa entre 7,24 y 100 m³/h . Durante 5,5 días de la etapa experimental se consumieron como promedio 62 m³/h de agua (para un rango entre 40 y 100 m³/h). A partir de los resultados de la simulación del proceso de enfriamiento (epígrafe 3.8) se demuestra que para flujos de agua mayores de 30 m³/h , la temperatura del mineral a la descarga del enfriador tiende a ser constante, por lo que se determinó que hubo un consumo innecesario de agua equivalente a 8 176 m³ que

reporta una pérdida de 2 289,33 CUC a 0,28 CUC/m³ de agua. Si los 11 enfriadores restantes tuvieran un comportamiento similar, las pérdidas económicas por exceso de consumo de agua serían de 27 471,96 CUC .

Las pérdidas diarias por evaporación del amoníaco en los tanques de contacto en las condiciones actuales son de 10,93 t/día [129, 239], considerando que el precio del amoníaco es de 587 CUC/t estas ascienden a 6 415,91 CUC/día por tanto las pérdidas económicas para un año de trabajo continuo son 2 341 807,15 CUC .

Debido a las altas temperaturas del mineral a la descarga del enfriador, el magnesio se hace soluble en la pulpa; se incrusta en las paredes de los tanques de contacto y en las tuberías por donde es transportado, las cuales se cambian cada dos o tres meses aproximadamente y generan pérdidas de 12 570 CUC por cada tramo de tubería. Las pérdidas metalúrgicas ocurren en los reactores producto del aumento de la densidad y de la temperatura de la pulpa a la salida del tanque de contacto, estas disminuyen considerablemente la posibilidad de extracción de níquel y cobalto en la empresa, constituyen las mayores pérdidas del sistema y sus valores oscilan alrededor de los 2 054 347,82 CUC/año para el níquel y 3 130 416,00 CUC/año para el cobalto [122].

3.10. Análisis socioambiental del proceso de enfriamiento

El desarrollo de la industria minero metalúrgica en la región de Moa, es una muestra de lo agresiva que puede ser la actividad humana sobre el medio ambiente. La explotación de los recursos perteneciente a la empresa “Comandante Ernesto Che Guevara” ejerce una doble acción sobre el medio y la sociedad, primero emplea y consume los recursos naturales de la zona, produce residuos potencialmente negativos como la emisión de gases, ruidos, polvos, vibraciones y vertidos. Segundo, permite el establecimiento de fuentes de empleo, desarrollo inducido en la región.

Al realizar un estudio del comportamiento ambiental del proceso de enfriamiento del mineral reducido en la planta de hornos se determinaron los factores que de una forma u otra influyen en el entorno, con énfasis fundamentalmente en los más predominantes: derrame de mineral, escape de gases contaminantes, emisiones continuas de polvo y de ruido.

- Contaminación, salideros y elevados consumo de agua.

El agua es un recurso renovable, pero su uso indiscriminado puede poner en riesgo la disponibilidad del mismo para las futuras generaciones, su contaminación puede impactar negativamente en las riquezas de flora y fauna ubicadas en zonas que no se benefician con los resultados directos de la actividad minera.

- Evaporación y consumo de grandes cantidades de amoníaco.

Es un recurso no renovable, que ejerce un impacto negativo sobre la fauna y los seres humanos, provoca enfermedades del aparato respiratorio y en ocasiones hasta la muerte por asfixia.

- Elevados consumos de energía eléctrica.

Es un recurso no renovable obtenido principalmente de combustibles fósiles y su combustión genera gases (óxidos de carbono, de nitrógeno y de azufre) que provocan el efecto invernadero, el calentamiento global y el cambio climático experimentado por el planeta.

- Emanaciones de polvo.

Es un recurso no renovable porque se obtiene del mineral que es extraído en las minas, que para llevarlo a ese estado de reducción se han invertido toneladas de combustibles, por lo tanto además de ser dañino para la salud, la flora y la fauna, es una pérdida considerable de material y energía para el proceso metalúrgico.

Se observa que existen contradicciones en el proceso de obtención del níquel y que las mismas están condicionadas por la falta de una estrategia medioambiental en la que el trabajador de cada planta se vea reflejado y estimulado. Se debe trabajar en aras de que el

obrero cree conciencia de que las malas operaciones que realice afectan al medioambiente, a él y a su familia de manera directa e indirecta. El trabajador debe ser consciente de que el agua, la energía y los reactivos que ahorra, repercuten en la economía del país y que se refleja en su beneficio propio.

Con la creación del modelo matemático propuesto y con ello la posibilidad de la simulación del proceso, se crean las condiciones para establecer lazos de control para el proceso, que evitarían la presencia de los operarios en el área de los enfriadores de mineral y así se evita su desgaste físico debido a la agresividad del medio en la Planta de Hornos.

Con la disminución de la temperatura del mineral a la descarga del enfriador se reducen las emanaciones de gases perjudiciales en el entorno y hacia los barrios de la ciudad, al igual que se determina la cantidad de agua racional para el proceso, mitigando su impacto sobre la flora y la fauna de los territorios aledaños, donde el agua como fuente renovable y su tasa de utilización debe ser equivalente a la recomposición natural del recurso.

La producción de un nuevo conocimiento que genere una tecnología para la explotación eficiente de la instalación, permite a los obreros operar la instalación sin la necesidad de estar expuestos a las altas temperaturas por tiempo excesivo. Garantizaría la manipulación de las variables que influyen en la temperatura del mineral a la salida y que sea la menor posible, con ello la cantidad de gases de amoníaco que se emanan al medioambiente serían mínimas, por lo tanto disminuye su incidencia en la aparición de enfermedades respiratorias.

Conclusiones del capítulo

- El modelo que permite estimar la temperatura del agua en $x = 0$ quedó conformado por la expresión (3.1) el cual se obtuvo a través de un ajuste de mínimo cuadrado a partir de los datos experimentales obtenidos, donde se incluye el factor adimensional ε .
- Se estableció el procedimiento para la obtención de las funciones de operación $f_m(\varepsilon)$ y $f_a(\varepsilon)$ descritas a través de las expresiones (3.2) y (3.3).

- La implementación del modelo matemático en la aplicación informática, desarrollada por el autor de este trabajo, permitió determinar la temperatura teórica del mineral a la salida del enfriador, la cual se comparó con los resultados experimentales del proceso de enfriamiento a escala industrial y con ello se confirmó la capacidad predictiva del modelo, donde los errores relativos puntuales son inferiores al 6 % y el error relativo promedio es de 2,3 % .
- Los resultados obtenidos demuestran que el consumo innecesario de agua (8 176 m³ en 5,5 días) en el enfriador cinco reportó una pérdida de 2 289,33 CUC . Además con la disminución de la temperatura del mineral a la descarga del enfriador se reducen las emanaciones de gases tóxicos y su impacto sobre la flora y la fauna.

CONCLUSIONES GENERALES

1. El modelo físico-matemático generalizado con base fenomenológica propuesto caracteriza el proceso de transferencia de calor en los enfriadores de la Unidad Básica de Producción Planta Hornos de Reducción de la empresa “Comandante Ernesto Che Guevara”, es capaz de predecir los valores de la temperatura del mineral a la salida del enfriador con una precisión de un 97 % , con un error relativo promedio total de 2,3 % .
2. La aplicación informática “Enfriador del Horno de Reducción ECECG” permitió la validación del modelo para cualquier condición de operación, el establecimiento de las relaciones existentes entre las variables que caracterizan el objeto de estudio, la simulación del proceso de enfriamiento y la determinación de los valores de los parámetros que garantizan el régimen racional de operación del proceso.
3. Se demostró que al estimar la temperatura del mineral a la salida del enfriador con velocidad de rotación constante ($0,97 \text{ rad/s}$) , flujos de agua de 10 y $100 \text{ m}^3/\text{h}$ y tiempos de retención entre 30 y 50 minutos, se incurre en un error entre 0,7 y 0,8 % . Para un tiempo de retención de 50 minutos y flujos de mineral entre 20 y 34 t/h , se garantiza un coeficiente de llenado menor del 15 % y una altura de la cama menor de 0,65 m .
4. Se demostró que el flujo de mineral es la variable de mayor efecto en la temperatura del mineral a la descarga, que para valores entre 26 y 44 t/h , la temperatura oscilará entre 423,15 y 473,15 K respectivamente; para flujos de agua superiores a $30 \text{ m}^3/\text{h}$, la temperatura del mineral a la descarga tiende a ser constante; la velocidad de rotación tiene un efecto positivo en el coeficiente de transferencia de calor e inversamente proporcional a la temperatura del mineral en la descarga y para un flujo de mineral de 32 t/h , 50 minutos de tiempo de retención y un enfriador de cuatro metros de diámetro, se logra disminuir la temperatura del mineral hasta 423,15 K .

RECOMENDACIONES

1. Emplear el modelo propuesto a partir de la aplicación informática “Enfriador del Horno de Reducción ECECG” para establecer los parámetros racionales de operación que garanticen que la temperatura del mineral a la salida del enfriador sea menor o igual que 533,15 K .
2. Continuar con el perfeccionamiento de las instalaciones experimentales (a escala industrial, piloto y de laboratorio), que permitan la realización de experimentos que aporten nuevos conocimientos relacionados con este tema, en el menor tiempo posible, con el mínimo de gastos y sin poner en riesgo la producción de la industria.
3. Utilizar el modelo y la simulación del proceso como una base de conocimiento en la automatización y control del proceso de enfriamiento en la Unidad Básica de Producción Planta Hornos de Reducción de la empresa “Comandante Ernesto Che Guevara”.

REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] "Lineamientos de la política económica y social del partido y la revolución". In. La Habana, Cuba: Partido Comunista de Cuba, 2011, p. 38.
- [2] ANÓNIMO, "Manual de Operaciones de la Unidad Básica de Producción Planta de Hornos de Reducción". Empresa de Níquel "Comandante Ernesto Che Guevara", 2007. 73 p.
- [3] GARCÍA, C. L., "Enfriador de mineral reducido. Fábrica Punta Gorda. P-304". In *Informe Técnico*. Nicaro, Cuba: Empresa "Comandante René Ramos Latour", 1976, p. 4.
- [4] ANÓNIMO, "Instrucciones para el servicio del tambor de enfriamiento de 3,08 x 32,6 m de diámetro". In *Informe Técnico*. Empresa Nacional Prerov, República Checa: Fábrica de maquinarias de Prerov, 1979, p. 23.
- [5] ZAJAROV, B., "Investigación de la influencia de algunos parámetros en la eficiencia del funcionamiento de los enfriadores de mineral reducido". In *Informe Técnico*. Nicaro-Cuba: Empresa "Comandante René Ramos Latour", 1979, p. 8.
- [6] VALLE, M. M.; GARCÍA, P. M.; *et al.*, "Evaluación de los enfriadores de mineral de la empresa Cmdte. "Ernesto Che Guevara" de Moa. Parte 1". *Tecnología Química*, 2000, vol. 20, no. 1, p. 70-77.
- [7] VALLE, M. M.; GARCÍA, P. M.; *et al.*, "Evaluación de los enfriadores de mineral de la empresa Cmdte. "Ernesto Che Guevara" de Moa. Parte 2". *Tecnología Química*, 2000, vol. 20, no. 2, p. 10-15.
- [8] FONT, P. G.; BUSTAMANTE, G. C., "Metodología del cálculo y escalado de la potencia de accionamiento para enfriadores rotatorios de mineral laterítico". In *Informe Técnico*. Moa, Cuba: Centro de Investigaciones de las Lateritas, 1990, p. 19.

- [9] SAMALEA, M. G. J., "Métodos de lixiviación de lateritas que contienen níquel y cobalto". In. Cuba, 1997, vol. CU 22620 A1, p. 17.
- [10] ANÓNIMO, "Manual de Operaciones de la Unidad Básica Minera". Empresa de Níquel "Comandante Ernesto Che Guevara", 2007. 219 p.
- [11] ANÓNIMO, "Manual de Operaciones de la Unidad Básica de Producción Preparación de Mineral". Empresa de Níquel "Comandante Ernesto Che Guevara", 2007. 219 p.
- [12] ANÓNIMO, "Manual de Operaciones de la Unidad Básica de Producción Planta de Lixiviación y Lavado". Empresa de Níquel "Comandante Ernesto Che Guevara", 2007. 219 p.
- [13] ANÓNIMO, "Manual de Operaciones de la Unidad Básica de Producción Planta de Precipitación de Sulfuro de Níquel más Cobalto y de Recuperación de Amoníaco". Empresa de Níquel "Comandante Ernesto Che Guevara", 2007. 219 p.
- [14] ANÓNIMO, "Manual de Operaciones de la Unidad Básica de Producción Planta de Calcinación y Sínter". Empresa de Níquel "Comandante Ernesto Che Guevara", 2007. 219 p.
- [15] GÓNGORA-LEYVA, E.; PALACIO-RODRÍGUEZ, A.; *et al.*, "Evaluación del proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido en la empresa "Comandante Ernesto Che Guevara" (Parte 1) ". *Minería y Geología*, 2012, vol. 28, no. 3, p. 50-69.
- [16] PAGE, N.; BISSET, D.; *et al.*, "Ore cooler evaluation". In. Australia: University of Newcastle research associates limited, 1998, p. 17.
- [17] TORRES, T. E., "Investigación del arrastre de partículas en los gases durante el secado del mineral laterítico en tambores cilíndricos rotatorios". Tesis de Maestría. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 1999.

- [18] TORRES, T. E.; LESME, J. R.; *et al.*, "Determinación de propiedades físicas y aerodinámicas del mineral laterítico para fines de transporte neumático". *Minería y Geología*, 2003, no. 3-4, p. 65-72.
- [19] MARTÍN-DOMINGO, D., "Apuntes de Transmisión del Calor". In DOMINGO, A. M. España: UPM, 2011.
- [20] KERN, D. Q., "Procesos de transferencia de calor". Trigésima primera reimpresión ed. México: Compañía Editorial Continental S.A, 1999.
- [21] HOLMAN, J. P., "Transferencia de Calor". Octava ed. España, 1999. ISBN 84-481-2040-X
- [22] INCROPERA, F. P.; DEWITT, D. P.; *et al.*, "Fundamentals of Heat and Mass Transfer". edited by SONS, J. W. 6th, 2007.
- [23] NIELD, D. A.; BEJAN, A., "Convection In Porous Media". 4, ilustrada ed.: Springer London, 1992. 778 p. ISBN 1461455405, 9781461455400.
- [24] JIMÉNEZ, H., "Modelamiento matemático de los procesos de transferencia de momentum, calor y masa en medios porosos". Tesis de Doctorado. Universidad Autónoma Metropolitana. México, 1999.
- [25] BOATENG, A. A., "4 - Granular Flows in Rotary Kilns". In *Rotary Kilns*. Burlington: Butterworth-Heinemann, 2008, p. 59-100.
- [26] RAO, K. K.; NOTT, P. R., "An Introduction to Granular Flow". Cambridge Series in Chemical Engineering., 2008.
- [27] FIGUEROA, I.; VARGAS, W. L.; MCCARTHY, J. J., "Mixing and heat conduction in rotating tumblers". *Chemical Engineering Science*, 2010, vol. 65, no. 2, p. 1045-1054.

- [28] VAN PUYVELDE, D. R., "Simulating the mixing and segregation of solids in the transverse section of a rotating kiln". *Powder Technology*, 2006, vol. 164, no. 1, p. 1-12.
- [29] KURIAN, V.; VARMA, M. N.; KANNAN, A., "Numerical studies on laminar natural convection inside inclined cylinders of unity aspect ratio". *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2009, vol. 52, no. 3-4, p. 822-838.
- [30] BOATENG, A. A.; BARR, P. V., "Granular flow behaviour in the transverse plane of a partially filled rotating cylinder". *J. Fluid Mech.*, 1997, vol. 330, p. 233-249.
- [31] HERZ, F.; MITOV, I.; *et al.*, "Experimental study of the contact heat transfer coefficient between the covered wall and solid bed in rotary drums". *Chemical Engineering Science*, 2012, vol. 82, no. 0, p. 312-318.
- [32] KHAKHAR, D. V.; MCCARTHY, J. J.; *et al.*, "Transverse flow and mixing of granular materials in a rotating cylinder". *Physics of Fluids*, 1997, vol. 9, no. 31, p. 31-43.
- [33] KHAKHAR, D. V.; MCCARTHY, J. J.; OTTINO, J. M., "Radial segregation of granular mixtures in rotating cylinders". *Physics of Fluids*, 1997, vol. 9, p. 3600-3614.
- [34] METCALFE, G.; SHIBROT, T.; *et al.*, "Avalanche mixing of granular materials". *Nature*, 1995, vol. 374, p. 39-41.
- [35] MCCARTHY, J. J.; SHINBROT, T.; *et al.*, "Mixing of Granular Materials in Slowly Rotated Containers". *AIChEJ*, 1996, vol. 42, no. 12, p. 3351-3363.
- [36] MCCARTHY, J. J., "Mixing, segregation, and Flow of granular materials". Tesis de Doctorado. Northwestern University. 1998.
- [37] MCCARTHY, J. J.; OTTINO, J. M., "Particle dynamics simulation: A hybrid technique applied to granular mixing". *Powder Technology*, 1998, vol. 97, p. 91-99.

- [38] SAVAGE, S. B., "Analyses of slow high-concentration flows of granular materials". *J. Fluid Mech.*, 1998, vol. 377, p. 1-26.
- [39] VARGAS, W. L., "Discrete Modeling of Heat Conduction in Granular Media". Tesis de Doctorado. University of Pittsburgh. University of Pittsburgh, 2002.
- [40] HERZ, F.; MITOV, I.; *et al.*, "Influence of operational parameters and material properties on the contact heat transfer in rotary kilns". *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2012, vol. 55, no. 25–26, p. 7941-7948.
- [41] CHO, J.; ZHU, Y.; *et al.*, "Solving granular segregation problems using a biaxial rotary mixer". *Chemical Engineering and Processing: Process Intensification*, 2012, vol. 57–58, no. 0, p. 42-50.
- [42] BOATENG, A. A., "Boundary layer modeling of granular flow in the transverse plane of a partially filled rotating cylinder". *International Journal of Multiphase Flow*, 1998, vol. 24, no. 3, p. 499-521.
- [43] BOATENG, A. A.; BARR, P. V., "Modelling of particle mixing and segregation in the transverse plane of a rotary kiln". *Chemical Engineering Science*, 1996, vol. 51, no. 17, p. 4167-4181.
- [44] BOATENG, A. A., "Rotary kilns: transport phenomena and transport processes". Elsevier/Butterworth-Heinemann, 2008.
- [45] VALLE, M. A. R., "Numerical Modeling of Granular Flows in Rotary Kilns". edited by SURVEY, L. Delft: Delft University of Technology, 2012.
- [46] PASSALACQUA, A.; FOX, R. O., "Implementation of an iterative solution procedure for multi-fluid gas-particle flow models on unstructured grids". *Powder Technology*, 2011, vol. 213, no. 174-187.

- [47] MARIAS, F., "A model of a rotary kiln incinerator including processes occurring within the solid and the gaseous phases". *Computers & Chemical Engineering*, 2003, vol. 27, no. 6, p. 813-825.
- [48] SCHUMACHER, M.; KÜSSEL, U.; *et al.*, "Modeling of rotary kilns and application to limestone calcination". In *Proceedings of the Proceedings 7th Modelica Conference*, Italy 2009 20-22.
- [49] CHATTERJEE, A.; SATHE, A. V.; *et al.*, "Flow of materials in rotary kilns used for sponge iron manufacture: Part I. Effect of some operational variables ". *Metallurgical Transactions B*, 1983, vol. 14B, p. 375-381.
- [50] WANG, S.; LU, J.; *et al.*, "Modeling of pulverized coal combustion in cement rotary kiln". *Energy & Fuels*, 2006, vol. 20, no. 6, p. 2350–2356.
- [51] KWAPINSKA, M.; SAAGE, G.; TSOTSAS, E., "Mixing of particles in rotary drums: A comparison of discrete element simulations with experimental results and penetration models for thermal processes". *Powder Technology*, 2006, vol. 161, no. 1, p. 69-78.
- [52] VAN PUYVELDE, D. R.; YOUNG, B. R.; *et al.*, "Modelling Transverse Segregation of Particulate Solids in a Rolling Drum". *Chemical Engineering Research and Design*, 2000, vol. 78, no. 4, p. 643-650.
- [53] FINNIE, G. J.; KRUYT, N. P.; *et al.*, "Longitudinal and transverse mixing in rotary kilns: A discrete element method approach". *Chemical Engineering Science*, 2005, vol. 60, no. 15, p. 4083-4091.
- [54] VAN PUYVELDE, D. R., "Comparison of discrete elemental modelling to experimental data regarding mixing of solids in the transverse direction of a rotating kiln". *Chemical Engineering Science*, 2006, vol. 61, no. 13, p. 4462-4465.

- [55] SHI, D.; VARGAS, W. L.; MCCARTHY, J. J., "Heat transfer in rotary kilns with interstitial gases". *Chemical Engineering Science*, 2008, vol. 63, no. 18, p. 4506-4516.
- [56] PEREIRA, G. G.; PUCIŁOWSKI, S.; *et al.*, "Streak patterns in binary granular media in a rotating drum". *Applied Mathematical Modelling*, 2011, vol. 35, no. 4, p. 1638-1646.
- [57] GENG, F.; LI, Y.; *et al.*, "Simulation of dynamic processes on flexible filamentous particles in the transverse section of a rotary dryer and its comparison with video-imaging experiments". *Powder Technology*, 2011, vol. 207, no. 1–3, p. 175-182.
- [58] MALODE, P.; CHHANGANI, R.; *et al.*, "DEM analysis of the role of lifter design on performance of rotary cooler". In *Proceedings of the Proceedings of the XI International Seminar on Mineral Processing Technology (MPT-2010)2010*, SINGH, R.; DAS, A.; *et al.* Eds., 391-397.
- [59] CHAUDHURI, B.; MUZZIO, F. J.; TOMASSONE, M. S., "Experimentally validated computations of heat transfer in granular materials in rotary calciners". *Powder Technology*, 2010, vol. 198, no. 1, p. 6-15.
- [60] KWAPINSKA, M.; SAAGE, G.; TSOTSAS, E., "Continuous versus discrete modelling of heat transfer to agitated beds". *Powder Technology*, 2008, vol. 181, no. 3, p. 331-342.
- [61] CHAUDHURI, B.; MUZZIO, F. J.; TOMASSONE, M. S., "Modeling of heat transfer in granular flow in rotating vessels". *Chemical Engineering Science*, 2006, vol. 61, no. 19, p. 6348-6360.
- [62] FERNANDES, N. J.; ATAÍDE, C. H.; BARROZO, M. A. S., "Modeling and experimental study of hydrodynamic and drying characteristics of an industrial rotary dryer". *Brazilian Journal of Chemical Engineering*, 2009, vol. 26, no. 2, p. 331-341.

- [63] CRONIN, K.; CATAK, M.; *et al.*, "Stochastic modelling of particle motion along a rotary drum". *Powder Technology*, 2011, vol. 213, no. 1–3, p. 79-91.
- [64] GRAJALES, L. M.; XAVIER, N. M.; *et al.*, "Mixing and motion of rice particles in a rotating drum". *Powder Technology*, 2012, vol. 222, no. 0, p. 167-175.
- [65] CANGIALOSI, F.; CANIO, F. D.; *et al.*, "Experimental and theoretical investigation on unburned coal char burnout in a pilot-scale rotary kiln". *Fuel*, 2006, vol. 85, no. 16, p. 2294-2300.
- [66] TALLON, S.; DAVIES, C. E., "In-situ monitoring of axial particle mixing in a rotating drum using bulk density measurements". *Powder Technology*, 2008, vol. 186, no. 1, p. 22-30.
- [67] PIRARD, S. L.; LUMAY, G.; *et al.*, "Motion of carbon nanotubes in a rotating drum: The dynamic angle of repose and a bed behavior diagram". *Chemical Engineering Journal*, 2009, vol. 146, no. 1, p. 143-147.
- [68] HAN, S. H.; CHANG, D., "Optimum residence time analysis for a walking beam type reheating furnace". *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2012, vol. 55, no. 15–16, p. 4079-4087.
- [69] ALONSO, C., "Determinación del ángulo de reposo del mineral reducido en los enfriadores de la planta de hornos". In *Informe Técnico*. Nicaro-Cuba: Empresa "Comandante René Ramos Latour", 1973, p. 12.
- [70] PRESILLAS, D.; RODRÍGUEZ, M. C.; *et al.*, "Mejora en el proceso de enfriamiento del mineral reducido con el enfriamiento actual". In *Informe Técnico*. Nicaro-Cuba: Empresa "Comandante René Ramos Latour", 1977, p. 10.
- [71] GÓMEZ-RODRÍGUEZ, I., "Determinación del ángulo de llenado del mineral laterítico en cilindros horizontales rotatorios". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2012.

- [72] JACOMINO-RODRÍGUEZ, D., "Construcción de un cilindro horizontal rotatorio a escala de laboratorio". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2010.
- [73] FROMENT, G. F.; BISCHOFF, K. B., "Chemical Reactor Analysis and Design". New York: John Wiley & Sons, 1990.
- [74] BORKINK, J. G.; WESTERTERP, K. R., "Influence of tube particle diameter on heat transport in packed beds". *AIChEJ*, 1992, vol. 38, p. 703-715.
- [75] ZHUANG, X.; DIDWANIA, A. K.; GODDARD, J. D., "Simulation of the quasi-static mechanics and scalar transport properties of ideal granular assemblages". *J. Comp. Phys.*, 1995, vol. 121, p. 331-346.
- [76] CHENG, G. J.; YU, A. B.; ZULLI, P., "Evaluation of effective thermal conductivity from the structure of a packed bed". *Chemical Engineering Science*, 1999, vol. 54, p. 4199-4209.
- [77] ROUX, S.; STAUFFER, D.; HERRMAN, H. J., "Simulation of disordered systems of cylinders and geometrical behaviour". *J. Physique*, 1987, vol. 48, p. 341-345.
- [78] BOATENG, A. A.; BARR, P. V., "A thermal model for the rotary kiln including heat transfer within the bed". *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 1996, vol. 39, no. 10, p. 2131-2147.
- [79] DING, Y. L.; FORSTER, R. N.; *et al.*, "Scaling relationships for rotating drums". *Chemical Engineering Science*, 2001, vol. 56, no. 12, p. 3737-3750.
- [80] CAMPBELL, C. S., "Self-diffusion in granular shear flows". *J. Fluid Mech.*, 1997, vol. 348, p. 85-101.
- [81] WANG, D. G.; CAMPBELL, C. S., "Reynolds analogy for shearing granular material". *J. Fluid Mech.*, 1992, vol. 244, p. 527-546.

- [82] NATARAJAN, V. V. R.; HUNT, M. L., "Heat transfer in vertical granular flows". *Exp. Heat Trans.*, 1997, vol. 10, p. 89-107.
- [83] NATARAJAN, V. V. R.; HUNT, M. L., "Kinetic theory analysis of heat transfer in granular flows". *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 1998, vol. 41, p. 1929-1944.
- [84] DI NATALE, F.; NIGRO, R., "A critical comparison between local heat and mass transfer coefficients of horizontal cylinders immersed in bubbling fluidised beds". *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2012, vol. 55, no. 25–26, p. 8178-8183.
- [85] GOLDBIRSCHE, I., "Introduction to granular temperature". *Powder Technology*, 2008, vol. 182, no. 2, p. 130-136.
- [86] LEHMBERG, J.; HEHL, M.; SCHÜGERL, K., "Transverse mixing and heat transfer in horizontal rotary drum reactors". *Powder Technology*, 1977, vol. 18, no. 2, p. 149-163.
- [87] ITO, N.; OBATA, K.; HAKUTA, T., "Heat transfer from the wall to a particle bed in a rotary drum". *Kagaku Kogaku Ronbunshu*, 1983, vol. 9, p. 628-634.
- [88] DI NATALE, F.; LANCIA, A.; NIGRO, R., "A single particle model for surface-to-bed heat transfer in fluidized beds". *Powder Technology*, 2008, vol. 187, p. 68-87.
- [89] DI NATALE, F.; LANCIA, A.; NIGRO, R., "Surface-to-bed heat transfer in fluidised beds of fine particles". *Powder Technology*, 2009, vol. 195, no. 2, p. 135-142.
- [90] DI NATALE, F.; LANCIA, A.; NIGRO, R., "Surface-to-bed heat transfer in fluidised beds: effect of surface shape". *Powder Technology*, 2007, vol. 174, no. 3, p. 75-81.
- [91] WES, G. W. J.; DRINKENBURG, A. A. H.; STEMERDING, S., "Heat transfer in a horizontal rotary drum reactor". *Powder Technology*, 1976, vol. 13, no. 2, p. 185-192.

- [92] SCHLÜNDER, E. U.; MOLLEKOPF, N., "Vacuum contact drying of free flowing mechanically agitated particulate material". *Chemical Engineering and Processing*, 1984, vol. 18, no. 2, p. 93-111.
- [93] LI, S. Q.; MA, L. B.; *et al.*, "A Mathematical Model of Heat Transfer in a Rotary Kiln Thermo-Reactor". *Chemical Engineering & Technology*, 2005, vol. 28, no. 12, p. 1480-1489.
- [94] STUART, D. M.; MITCHELL, D. A., "Mathematical model of heat transfer during solid-state fermentation in well-mixed rotating drum bioreactors". *J Chem Technol Biotechnol*, 2003, vol. 78, p. 1180–1192.
- [95] OOSTRA, J.; TRAMPER, J.; RINZEMA, A., "Model-based bioreactor selection for large-scale solid-state cultivation of *Coniothyrium minitans* spores on oats". *Enzyme Microb Technol*, 2000, vol. 27, p. 652–663.
- [96] YOVANOVICH, M. M., "Thermal contact resistance across elastically deformed spheres". *J. Spacecraft Rockets*, 1967, vol. 4.
- [97] BATCHELOR, G. K.; O'BRIEN, R. W., "Thermal or electrical conduction through a granular material". *Proc. R. Soc. Lond*, 1977, vol. 355, p. 313-333.
- [98] CHAN, C. K.; TIEN, C. L., "Conductance of packed spheres in vacuum". *Journal of Heat Transfer*, 1973, p. 302-308.
- [99] MOLERUS, O., "Heat transfer in moving beds with a stagnant interstitial gas". *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 1997, vol. 40, p. 4151-4159.
- [100] SCHLÜNDER, E. U., "Heat transfer to moving spherical packings at short contact times". *International Chemical Engineering*, 1980, vol. 20, p. 550-554.
- [101] SUN, J.; CHEN, M. M., "A theoretical analysis of heat transfer due to particle impacts". *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 1988, vol. 31, p. 969-975.

- [102] WES, G. W. J.; DRINKENBURG, A. A. H.; STEMERDING, S., "Solids mixing and residence time distribution in a horizontal rotary drum reactor". *Powder Technology*, 1976, vol. 13, no. 2, p. 177-184.
- [103] SRIRAM, V.; SAI, P. S. T., "Transient Response of Granular Bed Motion in Rotary Kiln". *The Canadian Journal of Chemical Engineering*, 1999, vol. 77, no. 3, p. 597-601.
- [104] SCHLÜNDER, E. U., "Heat transfer to packed and stirred beds from the surface of immersed bodies.". *Chemical Engineering and Processing*, 1984, vol. 18, no. 1, p. 31-53.
- [105] ERNST, R., "Wärmeübertragung an Wärmetauschern im moving bed". *Chemical Engineering & Technology*, 1960, vol. 32, no. 1, p. 17-22.
- [106] SCHLÜNDER, E. U., "Wärmeübergang an bewegte Kugelschüttungen bei kurzfristigem Kontakt". *Chemical Engineering & Technology*, 1971, vol. 43, no. 11, p. 651-654.
- [107] SULLIVAN, W. N.; SABERSKY, R. H., "Heat transfer to flowing granular media". *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 1975, vol. 18, p. 97-107.
- [108] WACHTERS, L. H. J.; KAMBERS, H., "The calcining of sodium bicarbonate in a rotary kiln". In *Proceedings of the Proceedings of Third European Symposium Chemical Reaction Engineering* 77.1964.
- [109] ORTIZ, O. A.; MARTINEZ, N. D.; *et al.*, "Steady state simulation of a rotary kiln for charcoal activation". *Latin American Applied Research*, 2003, vol. 33, p. 51-57.
- [110] TSCHENG, S. H.; WATKINSON, A. P., "Convective heat transfer in a rotary kiln". *The Canadian Journal of Chemical Engineering*, 1979, vol. 57, p. 433-443.

- [111] RETIRADO, M. Y.; GÓNGORA-LEYVA, E.; *et al.*, "Cinética del secado solar del mineral laterítico empleado en la industria del níquel en Moa". In *Proceedings of the 5to Taller Internacional de Energía y Medio ambiente*, Cienfuegos. 2008.
- [112] RETIRADO, M. Y.; GÓNGORA-LEYVA, E.; *et al.*, "Comportamiento de la adherencia en menas lateríticas sometidas a secado solar natural". *Minería y Geología*, 2009, vol. 25, no. 1, p. 1-11.
- [113] RETIRADO, M. Y.; GÓNGORA-LEYVA, E.; *et al.*, "Comportamiento de la humedad durante el secado solar del mineral laterítico". *Minería y Geología*, 2007, vol. 23, no. 3, p. 1-19.
- [114] RETIRADO, M. Y.; LAMORÚ, U. M.; *et al.*, "Transferencia de calor en el secado solar a la interperie de menas lateríticas ferroniquelíferas". *Minería y Geología*, 2011, vol. 27, no. 1, p. 1-21.
- [115] RETIRADO, M. Y.; LEGRÁ, L. A. A., "Modelación matemática del área de exposición y volumen de las pilas de menas lateríticas expuestas a secado solar natural". *Minería y Geología*, 2011, vol. 28, no. 2, p. 30-46.
- [116] RETIRADO, M. Y.; LEGRÁ, L. A. A.; *et al.*, "Optimización del secado solar de la mena laterítica en la industria cubana del níquel". *Minería y Geología*, 2012, vol. 28, no. 2, p. 30-46.
- [117] RETIRADO-MEDIACEJA, Y., "Modelación Físico-Matemática del proceso de enfriamiento del mineral en cilindros rotatorios de la planta Hornos de Reducción perteneciente a la empresa "Comandante Ernesto Che Guevara"". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2004.

- [118] RETIRADO-MEDIACEJA, Y., "Modelación matemática del proceso de secado natural de las menas lateríticas". Tesis de Doctorado. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2012.
- [119] LABORDE, B. R., "Modelación y simulación del proceso de molienda del mineral laterítico, con composición sustancial variable". Tesis de Doctorado. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2005.
- [120] TORRES, T. E., "Modelación matemática y simulación del transporte neumático del mineral laterítico". Tesis de Doctorado. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2003.
- [121] TORRES, T. E.; RETIRADO -MEDIACEJA, Y., "Modelación matemática del transporte neumático del mineral laterítico en fase densa". *Minería y Geología*, 2007, vol. 23, no. 1, p. 1-31.
- [122] GUZMÁN, D. R. D., "Modelación, simulación y control del tanque de contacto y los enfriadores de licor en el proceso de lixiviación carbonato-amoniacoal". Tesis de Doctorado. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2001.
- [123] GUZMÁN, D. R. D.; GARCÍA, C.; *et al.*, "Modelación y simulación del tanque de contacto y los enfriadores de licor en el proceso de lixiviación carbonato-amoniacoal con minerales lateríticos cubanos". *Minería y Geología*, 2000, vol. 17, no. 2, p. 61-71.
- [124] GUZMÁN, D. R. D.; RODRÍGUEZ, B. M. A.; *et al.*, "Proceso de lixiviación carbonato-amoniacoal: control multivariable a través del arreglo inverso de Nyquist para el mezclado de mineral y licor ". *Minería y Geología*, 2001, vol. 18, no. 2, p. 1-6.
- [125] COLUMBIÉ, N. Á. O., "Modelación matemática del proceso de calcinación del carbonato básico de níquel en el horno tubular rotatorio". Tesis de Doctorado. Instituto

- Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2001.
- [126] COLUMBIÉ, N. Á. O.; GUZMAN, D. R. D., "Sobre la modelación matemática del proceso de calcinación del carbonato básico de níquel en el horno tubular rotatorio". *Minería y Geología*, 1999, vol. 9, no. 1, p. 27-29.
- [127] COLUMBIÉ, N. Á. O.; GUZMAN, D. R. D.; *et al.*, "Sobre la solución del modelo matemático del proceso de calcinación del carbonato básico de níquel". *Minería y Geología*, 2004, no. 1-2, p. 89-94.
- [128] COLUMBIÉ, N. Á. O.; RODRÍGUEZ, G. J.; *et al.*, "Modelo matemático del proceso de calcinación del carbonato básico de níquel en el horno tubular rotatorio". *Minería y Geología*, 2000, vol. 17, no. 2, p. 47-58.
- [129] GÓNGORA-LEYVA, E., "Modelación físico-matemática del proceso de enfriamiento de mineral en cilindros rotatorios de la planta hornos de reducción de la empresa "Comandante Ernesto Che Guevara"". Tesis de Maestría. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2004.
- [130] GÓNGORA-LEYVA, E.; COLUMBIÉ, N. Á. O.; *et al.*, "Modelo matemático multivariable para un proceso de enfriamiento industrial de sólidos en cilindros rotatorios horizontales". In *Proceedings of the 5to Taller Internacional de Energía y Medio ambiente*, Cienfuegos. 2008.
- [131] GÓNGORA-LEYVA, E.; GUZMAN, D. R. D.; *et al.*, "Modelo matemático multivariable para un proceso de enfriamiento industrial de sólidos en cilindros rotatorios horizontales". *Energética*, 2007, vol. 28, no. 2, p. 15-25.
- [132] AJAYI, O. O.; SHEEHAN, M. E., "Design loading of free flowing and cohesive solids in flighted rotary dryers". *Chemical Engineering Science*, 2012, vol. 73, p. 400-411.

- [133] SHEEHAN, M. E.; BRITTON, P. F.; SCHNEIDER, P. A., "A model for solids transport in flighted rotary dryers based on physical considerations". *Chemical Engineering Science*, 2005, vol. 60, no. 15, p. 4171-4182.
- [134] BRITTON, P. F.; SHEEHAN, M. E.; SCHNEIDER, P. A., "A physical description of solids transport in flighted rotary dryers". *Powder Technology*, 2006, vol. 165, no. 3, p. 153-160.
- [135] LOBATO, F. S.; JR., V. S.; *et al.*, "Estimation of Drying parameters in rotary dryers using differential evolution". In *Proceedings of the 6th International Conference on Inverse Problems in Engineering: Theory and Practice*. 2008.
- [136] MUJUMDAR, K. S.; RANADE, V. V., "Simulation of Rotary Cement Kilns Using a One-Dimensional Model". *Chemical Engineering Research and Design*, 2006, vol. 84, no. 3, p. 165-177.
- [137] MUJUMDAR, K. S.; ARORA, A.; RANADE, V. V., "Modeling of Rotary Cement Kilns: Applications to Reduction in Energy Consumption". *Ind. Eng. Chem. Res.*, 2006, vol. 45, no. 7, p. 2315-2330.
- [138] SHAHRIARI, K.; TARASIEWICZ, S., "Modelling of a clinker rotary kiln using operating functions concept". *The Canadian Journal of Chemical Engineering*, 2011, vol. 89, no. 2, p. 345-359.
- [139] KADA, B.; TARASIEWICZ, S., "Analysis and identification of distributed parameter model for wood drying systems". *Drying Technol.*, 2004, vol. 22, no. 5, p. 933-946.
- [140] TARASIEWICZ, S.; SHAHRIARI, K., "Operating functions for process modeling: Application to clinker rotary kiln dynamics". *Control Syst. Mag.*, 2008.
- [141] TARASIEWICZ, S.; SHAHRIARI, K., "Operating Functions Approach to Model Heat Exchange in a Clinker Rotary Kiln: Case Study for Initial and Boundary

- Conditions". In *Proceedings of*, CRIB-Laval University and Lafarge North America. 2008, TECHNICAL REPORT, L.-L. U. Ed.
- [142] MUJUMDAR, K. S.; GANESH, K. V.; KULKARNI, S. B., "Rotary Cement Kiln Simulator (RoCKS): Integrated Modeling of Pre-Heater, Calciner, Kiln and Clinker Cooler". *Chemical Engineering Science*, 2007, vol. 62, no. 9, p. 2590-2607.
- [143] PEINADO, D.; DE VEGA, M.; *et al.*, "Energy and exergy analysis in an asphalt plant's rotary dryer". *Applied Thermal Engineering*, 2011, vol. 31, no. 6–7, p. 1039-1049.
- [144] TARHAN, S.; TELCI, İ.; *et al.*, "Product quality and energy consumption when drying peppermint by rotary drum dryer". *Industrial Crops and Products*, 2010, vol. 32, no. 3, p. 420-427.
- [145] BOATENG, A. A., "2 - Basic Description of Rotary Kiln Operation". In *Rotary Kilns*. Burlington: Butterworth-Heinemann, 2008, p. 15-31.
- [146] BOATENG, A. A., "8 - Heat Transfer Processes in the Rotary Kiln Bed". In *Rotary Kilns*. Burlington: Butterworth-Heinemann, 2008, p. 205-238.
- [147] SUNKARA, K. R.; HERZ, F.; *et al.*, "Modeling the discharge characteristics of rectangular flights in a flighted rotary drum". *Powder Technology*, 2013, vol. 234, no. 0, p. 107-116.
- [148] DI NATALE, F.; BARESCHINO, P.; NIGRO, R., "Heat transfer and void fraction profiles around a horizontal cylinder immersed in a bubbling fluidised bed". *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2010, vol. 53, p. 3525-3532.
- [149] CASTAÑO, L. F. C.; RUBIO, F. R.; ORTEGA, M. G., "Modelado de secaderos rotatorios en isocorriente.". *Revista Iberoamericana de automática e informática industrial*, 2009, vol. 6, no. 4, p. 32-43.

- [150] CASTAÑO, L. F. C., "Aportaciones al modelado y control de secaderos rotatorios". Tesis de Doctorado. Universidad de Sevilla. 2003.
- [151] SHARIKOV, Y. V.; TITOV, O. V., "Mathematical modeling of the roasting of lime-nepheline and cement charges in rotary kilns". *Metallurgist*, 2011, vol. 55, no. 5-6.
- [152] NDIAYE, L. G.; CAILLAT, S.; *et al.*, "Application of the dynamic model of Saeman to an industrial rotary kiln incinerator: Numerical and experimental results". *Waste Management*, 2010, vol. 30, no. 7, p. 1188-1195.
- [153] VAN PUYVELDE, D. R., "Modelling the hold up of lifters in rotary dryers". *Chemical Engineering Research and Design*, 2009, vol. 87, no. 2, p. 226-232.
- [154] GÓNGORA-LEYVA, E., "Modelo Matemático del proceso de enfriamiento de mineral en cilindros horizontales rotatorios". In CENDA. *Ciudad de La Habana*. Cuba: 358-2006, 2006.
- [155] SCHLÜNDER, E. U., In *Proceedings of the 7th International Heat Transfer Conference*. Munich, Germany, 1982, p. 195-211.
- [156] WANG, W.; SI, X.; *et al.*, "Heat-transfer model of the rotary ash cooler used in circulating fluidized-bed boilers". *Energy & Fuels*, 2010, vol. 24, p. 2570 –2575.
- [157] KIM, Y. H., "Development of process model of a rotary kiln for volatile organic compound recovery from coconut shell". *Korean J. Chem. Eng.*, 2012, vol. 28, no. 7, p. 1025-1031.
- [158] PERRY, R. H.; GREEN, D. W., "Perry's chemical engineers' handbook". New York: McGraw-Hill, 2008.
- [159] POLLARD, B. L.; POLLARD, B. L., "Kinetics of Radial Segregation of Different Sized Irregular Particles in Rotary Cylinders". *Can. Metall. Q.*, 1989, vol. 28, no. 1, p. 29-40.

- [160] RODRÍGUEZ, G. R., "Análisis de los mecanismos de transferencia de calor que intervienen en la operación de adición de vapor de agua a los enfriadores de mineral reducido de la Planta de Nicaro". In *Informe Técnico*. Nicaro-Cuba: Empresa "Comandante René Ramos Latour", 1977, p. 16.
- [161] RODRÍGUEZ, G. R., "Consideraciones sobre el mecanismo de los raspadores interiores de los enfriadores de mineral y su influencia sobre la transmisión de calor". In *Informe Técnico*. Nicaro-Cuba: Empresa "Comandante René Ramos Latour", 1977, p. 10.
- [162] AGUILAR, F. M., "Las posibles causas que están incidiendo sobre el enfriamiento deficiente del mineral reducido dentro de los *coolers*". In *Informe Técnico*. Nicaro, Cuba: Empresa "Comandante René Ramos Latour", 1986, p. 9.
- [163] PEDROSO, J., "Algunas consideraciones sobre los enfriadores de mineral". In *Informe Técnico*. Nicaro-Cuba: Empresa "Comandante René Ramos Latour", 1996, p. 4.
- [164] MITCHELL, D. A.; TONGTA, A.; *et al.*, "The potential for establishment of axial temperature profiles during solid-state fermentation in rotating drum bioreactors". *Biotechnol Bioeng*, 2002, vol. 80, p. 114–122.
- [165] WATKINSON, A. P.; BRIMACOMBE, J. K., "Heat transfer in a direct-fired rotary kiln: 1. pilot plant and experimentation". *Metallurgical Transactions*, 1978, vol. 9B, p. 201–208.
- [166] AGUSTINI, S. S., "Regenerative action of the wall on the heat transfer for directly and indirectly heated rotary kilns". Tesis de Doctorado. Universität Magdeburg. 2006.
- [167] AGUSTINI, S. S.; QUECK, A.; SPECHT, E., "Modeling of the Regenerative Heat Flow of the Wall in Direct Fired Rotary Kilns". *Heat Transfer Engineering*, 2007.

- [168] AGUSTINI, S. S.; SPECHT, E., "Influence of the regenerative heat of the wall on the overall heat transfer in rotary kiln". *Cement International*, 2005, vol. 5, p. 60-73.
- [169] RODRÍGUEZ, G. R., "Análisis de la influencia de la adición de vapor de agua sobre el enfriamiento de mineral reducido en el proceso de Nicaro". In *Informe Técnico*. Nicaro-Cuba: Empresa "Comandante René Ramos Latour", 1977, p. 10.
- [170] BARR, P. V., "Heat transfer processes in rotary kilns". Tesis de Doctorado. University of British Columbia. Vancouver, Canada, 1986.
- [171] BURMEISTER, L. C., "Convective Heat Transfer". New York: John Wiley and Sons, 1983.
- [172] SASS, A., "Simulation of the heat-transfer phenomena in a rotary kiln ". *I & EC Process Design and Development*, 1967, vol. 6, no. 4, p. 532-535.
- [173] RIFFAUD, J. B.; KOEHRET, B.; B., C., "Modeling and simulation of an alumina kiln". *Brit. Chem. Eng. and Proc. Tech.*, 1972, vol. 17, no. 5, p. 413-419.
- [174] MASON, D. J.; LI, J., "Three dimensional plug flow simulations in horizontal pipe". In *Conference of Pneumatic and Hydraulic Conveying System II*. Davos, Switzerland, 1999.
- [175] RANZ, W. E.; MARSHALL, W. R., "Evaporation from drops. Part I". *Chem. Eng. Prog.*, 1952, vol. 48, no. 3, p. 141 –146.
- [176] RANZ, W. E.; MARSHALL, W. R., "Evaporation from drops. Part II". *Chem. Eng. Prog.*, 1952, vol. 48, no. 4, p. 173 –180.
- [177] KEMP, I. C.; BAHU, R. E.; PASLEY, H. S., "Model development and experimental studies of vertical pneumatic conveying dryers". *Drying Technol.*, 1994, vol. 12, p. 1323–1340.

- [178] GOROG, J. P.; ADAMS, T. N.; BRIMACOMBE, J. K., "Regenerative heat transfer in rotary kilns". *Metallurgical and Materials Transactions B*, 1982, vol. 13B, p. 153-163.
- [179] NAZAR, R.; AMIN, N.; POP, I., "Mixed convection boundary-layer flow from a horizontal circular cylinder with a constant surface heat flux". *Heat and Mass Transfer*, 2004, vol. 40, p. 219–227.
- [180] PANDAY, P. K., "Experimental analysis of the local heat transfer coefficient of falling film evaporation with and without co-current air flow velocity". *Heat Mass Transfer*, 2005, vol. 41, p. 1066–1076.
- [181] NAUMENKO, Y. V., "Numerical calculation of the flow regimes of a fluid partially filling a horizontal rotating heat-exchange cylinder". *Journal of Engineering Physics and Thermophysics*, 2001, vol. 74, no. 3, p. 145–150.
- [182] GNIELINSKI, V., "New equations for heat and mass-transfer in turbulent pipe and channel flow". *International Chemical Engineering*, 1976, vol. 16, no. 2, p. 359-368.
- [183] IANNETTA, G. S.; MORETTI, G., "Experimental analysis of thermal fields in horizontally eccentric cylindrical annuli". *Experiments in Fluids*, 1992, vol. 12, p. 385-393
- [184] WIELAND-WERKE, A., "Transfert de chaleur dans un film tombant autour d'un cylindre horizontal". *The Canadian Journal of Chemical Engineering*, 1994, vol. 72, p. 961-965.
- [185] HOSSAIN, M. A.; KUTUBUDDIN, M.; POP, I., "Radiation - conduction interaction on mixed convection from a horizontal circular cylinder". *Heat and Mass Transfer*, 1999, vol. 35, no. 3, p. 307-314.

- [186] MAHFOUZ, F. M.; BADR, H. M., "Heat convection from a cylinder performing steady rotation or rotary oscillation - Part II: Rotary oscillation.". *Heat and Mass Transfer*, 1999, vol. 34, p. 375-380.
- [187] OLIVAS, P.; ZAHRAI, S.; BARK, F. H., "On unsteady electrochemical coating of a cylinder at moderately large Reynolds number". *Journal of Applied Electrochemistry*, 1997, vol. 27, p. 1369-1379.
- [188] ANTOHE, B.; LAGE, J., "The Prandtl number effect on the optimum heating frequency of an enclosure filled with fluid or with a saturated porous medium". *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 1997, vol. 40, p. 1313-1323.
- [189] ABDALLA, M.; AL-AMIRI, A. M.; *et al.*, "Unsteady numerical simulation of double diffusive convection heat transfer in a pulsating horizontal heating annulus". *Heat Mass Transfer*, 2005, p. 9.
- [190] MAHFOUZ, F. M., "Transient free convection from a horizontal cylinder placed". *Heat and Mass Transfer*, 2003, vol. 39, p. 455-462.
- [191] PELLER, H.; LIPPIG, V.; *et al.*, "Thermofluiddynamic experiments with a heated and rotating circular cylinder in crossflow. Part 1: Subcritical heat transfer measurements". *Experiments in Fluids*, 1984, vol. 2, p. 113-120.
- [192] CHEN, Y. M.; LIU, C. K., "Double-diffusive convection for a heated cylinder submerged in a salt-stratified fluid layer". *Heat and Mass Transfer*, 1997, vol. 33, p. 17-26.
- [193] TSINOBER, A. B.; YAHALOM, Y.; SHLIEN, D. J., "A point source of heat in a salinity gradient". *J. Fluid Mech.*, 1983, vol. 135, p. 199 - 217.
- [194] HUBBELL, R. H.; GEBHART, B., "Transport processes induced by a heated horizontal cylinder submerged in quiescent salt-stratified water". *Proc. Heat Transfer and fluid Mechanics Institute*, 1974, p. 203-219.

- [195] NEILSON, D. G.; INCROPERA, F. P., "Double diffusive flow and heat transfer for a cylindrical source submerged in a salt-stratified solution". *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 1987, vol. 30, p. 2559-2570.
- [196] DOSCH, J.; BEER, H., "Numerical simulation and holographic visualization of double diffusive convection in a horizontal concentric annulus". *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 1992, vol. 35, p. 1811 - 1821.
- [197] TURNER, J. S., "Buoyancy effects in fluids". *Cambridge University Press*, 1973.
- [198] GSCHWENDTNER, M. A., "Optical investigation of the heat transfer from a rotating cylinder in a cross flow". *Heat and Mass Transfer*, 2004, vol. 40, p. 561–572.
- [199] PENG, S. W., "Theoretical analysis of laminar film condensation in a rotating cylinder with a scraper". *Originals Heat and Mass Transfer*, 1998, vol. 34, p. 279-285.
- [200] CHANDRA, A.; CHHABRA, R. P., "Laminar free convection from a horizontal semi-circular cylinder to power-law fluids". *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2012, vol. 55, no. 11–12, p. 2934-2944.
- [201] CHANDRA, A.; CHHABRA, R. P., "Mixed convection from a heated semi-circular cylinder to power-law fluids in the steady flow regime". *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2012, vol. 55, no. 1–3, p. 214-234.
- [202] YU, Z.-T.; FAN, L.-W.; *et al.*, "Prandtl number dependence of laminar natural convection heat transfer in a horizontal cylindrical enclosure with an inner coaxial triangular cylinder". *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2010, vol. 53, no. 7–8, p. 1333-1340.
- [203] CHANDRA, A.; CHHABRA, R. P., "Momentum and heat transfer characteristics of a semi-circular cylinder immersed in power-law fluids in the steady flow regime". *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2011, vol. 54, no. 13–14, p. 2734-2750.

- [204] CHANDRA, A.; CHHABRA, R. P., "Flow over and forced convection heat transfer in Newtonian fluids from a semi-circular cylinder". *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2011, vol. 54, no. 1–3, p. 225-241.
- [205] MOLLA, M. M.; PAUL, S. C.; ANWAR HOSSAIN, M., "Natural convection flow from a horizontal circular cylinder with uniform heat flux in presence of heat generation". *Applied Mathematical Modelling*, 2009, vol. 33, no. 7, p. 3226-3236.
- [206] MA, H.; HAO, S.; *et al.*, "Convective mass transfer from a horizontal rotating large-diameter cylinder". *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2012, vol. 55, no. 4, p. 1419-1422.
- [207] ZHANG, X. M.; LI, X.; WANG, Z. S., "A study for heat transfer relationship of air jet impinging of a horizontal rotating cylinder". *J. Eng. Thermophys*, 1990, vol. 11, p. 178-118.
- [208] ALEPUZ, L. H., "Evaluación de la adición de vapor en los enfriadores de mineral". In *Informe Técnico*. Nicaro-Cuba: Empresa "Comandante René Ramos Latour", 1958, p. 7.
- [209] FRANZ, H. W., "Introducción de agua o vapor a los *coolers*". In *Informe Técnico*. Nicaro, Cuba: Empresa "Comandante René Ramos Latour", 1956, p. 9.
- [210] GÁNDARA, C., "Enfriamiento del mineral reducido mediante la adición directa de agua atomizada en el Enfriador Rotatorio en Nicaro". In *Informe Técnico*. Nicaro-Cuba: Empresa "Comandante René Ramos Latour", 1980, p. 6.
- [211] LADO, E., "Enfriamiento con agua y vapor de los minerales reducidos". In *Informe Técnico*. Nicaro-Cuba: Empresa "Comandante René Ramos Latour", 1954, p. 8.
- [212] THORNTON, F. R., "Correspondencia diversas sobre la adición de vapor de agua a los enfriadores de mineral". In *Informe Técnico*. Nicaro-Cuba: Empresa "Comandante René Ramos Latour", 1958, p. 17.

- [213] ALEPUZ, L. H., "Informe de evaluación preliminar del uso de enfriadores de cama fluida para el mineral reducido". In *Informe Técnico*. Nicaro-Cuba: Empresa "Comandante René Ramos Latour", 1970, p. 11.
- [214] AGUILAR, F. M., "Introducción de pequeñas mejoras de calidad en los enfriadores de mineral (*Cooler*)". In *Informe Técnico*. Nicaro, Cuba: Empresa "Comandante René Ramos Latour", 1996, p. 4.
- [215] MEDINA, A., "Propuestas de modificación del carro raspador del enfriador de mineral de Nicaro". In *Informe Técnico*. Nicaro-Cuba: Empresa "Comandante René Ramos Latour", 1995, p. 11.
- [216] RODRÍGUEZ, G. R., "Costo de empleo de inhibidores de incrustación en los enfriadores de mineral". In *Informe Técnico*. Nicaro-Cuba: Empresa "Comandante René Ramos Latour", 1977, p. 10.
- [217] HERNÁNDEZ, P. R., "Deficiencias de fabricación y montaje en los enfriadores de mineral de planta nueva". In *Informe Técnico*. Nicaro-Cuba: Empresa "Comandante René Ramos Latour", 1996, p. 6.
- [218] BAKER, F. D., "Ore Cooler". In OFFICE, U. S. P. *Denver Colorado*. United States 943,294, 1909.
- [219] QUINTERO-GONZÁLEZ., E.; VERDECIA-REYES, A., "Construcción de un enfriador cilíndrico rotatorio a escala de laboratorio". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2008.
- [220] RODRÍGUEZ-GUZMÁN, G., "Construcción de un transportador de tornillo sin fin para la alimentación del enfriador de mineral a escala piloto del ISMM". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2010.

- [221] GUTIÉRREZ-GALBÁN, J., "Tecnología de fabricación de los dispositivos del enfriador de mineral a escala piloto del ISMM". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2011.
- [222] VARGAS-RAMOS, P. L., "Sistema automático de medición para variables en un enfriador de mineral a escala piloto". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2010.
- [223] TABERA-RODRÍGUEZ., Y.; GARCÍA-GUERRERO, R., "Estudio del comportamiento de los coeficientes de transferencia de calor en el proceso de enfriamiento del mineral laterítico a escala piloto". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2006.
- [224] ESPINOSA-LOFORTE, E., "Evaluación del proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido a escala piloto". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2012.
- [225] ARAUJO-ESCALONA, E., "Evaluación del proceso de transferencia de calor en el enfriamiento del mineral laterítico a escala piloto". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2009.
- [226] PUJOL-LEYVA, J. O., "Evaluación del proceso de transferencia de calor en el enfriamiento del mineral laterítico a escala piloto". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2007.
- [227] LAMORÚ-URGELLES, M., "Evaluación del proceso de transferencia de calor en el enfriamiento del mineral laterítico para diferentes condiciones de trabajo". Tesis de

- Maestría. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2008.
- [228] GÓNGORA-LEYVA, E.; LAMORÚ, U. M.; *et al.*, "Coeficientes de transferencia de calor en enfriadores de mineral laterítico a escala piloto". *Minería y Geología*, 2009, vol. 25, no. 3, p. 1-18.
- [229] GARCÍA-MERIÑO, D. A., "Establecimiento de los parámetros de diseño y explotación del enfriador experimental". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2009.
- [230] ZALAZAR-OLIVA, C., "Obtención de los parámetros de funcionamiento del enfriador rotatorio a escala piloto del Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2010.
- [231] ORTIZ-CASTRO, F. A., "Estimación de la temperatura del mineral reducido durante el proceso de enfriamiento por el método de elementos finitos (ANSYS)". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2010.
- [232] SPENCER-RODRÍGUEZ, Y., "Identificación del proceso de enfriamiento del mineral en el proceso Caron, con ayuda de Redes Neuronales Artificiales". Tesis de Maestría. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2009.
- [233] LONDREZ-MENA, J., "Modelación y simulación del proceso de enfriamiento del mineral reducido en cilindros horizontales rotatorios por el método de elementos finitos (ANSYS)". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2007.

- [234] PERDOMO-MENA, J. J.; MATOS-CASALS, D., "Evaluación de la influencia del agua de enfriamiento en el proceso transferencia de calor del mineral laterítico reducido en cilindros horizontales en la empresa “Comandante Ernesto Che Guevara””. Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2007.
- [235] PUPO-RAMÍREZ, E., "Evaluación del proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido en cilindros horizontales rotatorios". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2012.
- [236] OSORIO-GÓNGORA, I., "Evaluación del proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido en la empresa “Comandante Ernesto Che Guevara””. Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2009.
- [237] ÁLVAREZ ÁLVAREZ, R., "Evaluación del proceso de transferencia de calor del mineral laterítico reducido en cilindros horizontales rotatorios en la empresa “Comandante Ernesto Che Guevara””. Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2008.
- [238] RODRÍGUEZ-MORENO, J. A., "Proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido en la empresa “Comandante Ernesto Che Guevara””. Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2011.
- [239] MATOS-CASALS, D., "Evaluación del proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido en cilindros horizontales rotatorios". Tesis de Maestría. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2012.
- [240] PUPO-REVÉ, Y., "Evaluación del proceso de enfriamiento de mineral reducido en la empresa "Comandante René Ramos Latour” de Nicaro". Tesis de Ingeniería. Instituto

- Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2010.
- [241] ARENA-CUTIÑO, A., "Evaluación del proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido en la empresa "Comandante René Ramos Latour"". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2009.
- [242] VARGAS -PÉREZ, A., "Evaluación del proceso de transferencia de calor del mineral laterítico reducido en cilindros horizontales rotatorios en la empresa "Comandante René Ramos Latour"". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2008.
- [243] SANTANA-PERCEVAL, O., "Evaluación técnico – económica del proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido en cilindros horizontales rotatorios en la empresa "Comandante Ernesto Che Guevara"". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2009.
- [244] LEYVA-DURÁN, Y., "Influencia de la temperatura del mineral laterítico reducido en el índice de extractable en el tanque de contacto". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2010.
- [245] SOTTO-GUILARTE, Y., "Influencia de los elementos mecánicos del enfriador horizontal en el proceso de transferencia de calor del mineral reducido en la empresa "Comandante Ernesto Che Guevara"". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2007.
- [246] CALA, S. E., "Estudio del proceso de enfriamiento de mineral en cilindros rotatorios horizontales como objetivo de modelación matemática.". Tesis de Ingeniería. Instituto

- Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2005.
- [247] DE VALLE-RAMÍREZ, E., "Programación de modelo matemático para la evaluación del proceso de transferencia de calor en cilindros horizontales rotatorios para el enfriamiento de mineral laterítico reducido". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2008.
- [248] SI, X.; YANG, H.; *et al.*, "Heat transfer in the rotary ash cooler with residual char combustion considered". *Fuel Processing Technology*, 2012, vol. 94, no. 1, p. 61-66.
- [249] MOLLA, M. M., "Natural convection flow from an isothermal horizontal circular cylinder with temperature dependent viscosity". *Heat Mass Transfer*, 2004, vol. 41, p. 594-598.
- [250] DHANJAL, S. K.; BARR, P. V.; WATKINSON, A. P., "The Rotary Kiln: An Investigation of Bed Heat Transfer in the Transverse Plane". *Metallurgical and Materials Transactions B*, 2004, vol. 35, no. 6, p. 1059-1070.
- [251] PAN, J.-P.; WANG, T.-J.; *et al.*, "Granule transport and mean residence time in horizontal drum with inclined flights". *Powder Technology*, 2006, vol. 162, no. 1, p. 50-58.
- [252] SAI, P. S. T.; SURENDER, G. D.; DAMODARAN, A. D., "Prediction of axial velocity profiles and solid hold-Up in a rotary kiln". *The Canadian Journal of Chemical Engineering*, 1992, vol. 70, p. 438-445.
- [253] ÁLVAREZ, B. M., "Matemática Numérica". La Habana: Editorial Félix Varela, 1998. ISBN 959-258-016-2.
- [254] HILPERT, R., "Heat transfer from cylinders". *Forschung auf dem Gebiet des Ingenieurwesens A*, 1933, vol. 4, no. 5, p. 215-224.

- [255] CESIGMA, S. A., "Estudio del impacto ambiental del Proyecto Expansión de la empresa "Comandante Ernesto Che Guevara"". In *Informe de investigación realizado por la División América de la empresa CESIGMA S. A.* 2004, p. 122.
- [256] LEGRÁ, L. A. A.; SILVA, O., "La investigación científica: Conceptos y Reflexiones". La Habana: Félix Varela, 2011. 445 p.
- [257] CHACÍN, L. F., "Diseño y análisis de experimentos". Caracas: Ediciones del Vicerrectorado Académico de la Universidad Central de Venezuela, 2000.
- [258] GUZMÁN, J., "Diseño de experimentos para Ingenieros Mecánicos". Santiago de Cuba: Ediciones ISJAM, 1986.
- [259] VIERA, B. R.; LÓPEZ, S.; NOEMÍ, M., "Modelación matemática para ingenieros químicos". La Habana: Editorial Pueblo y Educación, 1988.
- [260] MILLER, I.; FREUND, J.; JONSON, R., "Probabilidades y estadísticas para ingenieros". La Habana: Editorial Félix Varela, 2005.
- [261] MARTÍNEZ, F.; SZAPIONOVICH, L., "Planificación y realización de experimentos en termoenergética. Segunda parte. ". edited by CAMAGÜEY, U. D. Camagüey, 1988. 325 p.
- [262] MONTGOMERY, D., "Diseño y análisis de experimentos". La Habana: Editorial Félix Varela, 2004. 325 p.

SÍMBOLOGÍA

A - Área de la sección transversal al flujo de calor; m^2

A_1 - Área de la superficie emisora; m^2

A_2 - Área de la superficie receptora; m^2

A_{cg} - Área de la ceniza en contacto con el gas; m^2

A_{gp} - Área de la pared en contacto con el gas; m^2

A_{pcm} - Área de la pared cubierta por el mineral; m^2

A_{pnsa} - Área de la pared no sumergida en el agua; m^2

A_{pncm} - Área de la pared no cubierta por el mineral; m^2

A_{psa} - Área de la pared sumergida en el agua; m^2

$A_{sect.}$ - Área del sector; m^2

A_{sta} - Área de la sección transversal ocupada por el agua; m^2

A_{stc} - Área de la sección transversal del cilindro; m^2

A_{stcsa} - Área de la sección transversal del cilindro sumergida en el agua; m^2

A_{stm} - Área de la sección transversal del mineral; m^2

A_T - Área del triángulo; m^2

a_a - Cuerda del segmento sumergido en el agua; m

a_m - Cuerda del segmento ocupado por el mineral; m

a_p - Ancho de la piscina; m

C - Constante para flujo por el exterior de cilindros; adimensional

C_p - Calor específico a presión constante; $kJ/(kg \cdot K)$

C_{pa} - Calor específico del agua; $kJ/(kg \cdot K)$

C_{pm} - Calor específico del mineral; $kJ/(kg \cdot K)$

C_{pp} - Calor específico del material del cilindro; $kJ/(kg \cdot K)$

C_{ps} - Calor específico a presión constante del sólido; $kJ/(kg \cdot K)$

D_e - Diámetro exterior del cilindro; m

D_{AB} - Coeficiente binario de difusión de masa; m^2/s
 e - Energía térmica por unidad de masa; J/kg
 F_{12} - Factor de visión; adimensional
 Gr_L - Número de Grashof; adimensional
 g - Constante de la gravedad; m/s^2
 h_{acc} - Altura del agua en la piscina con el cilindro sumergido; m
 h_{asc} - Altura del agua en la piscina sin el cilindro sumergido; m
 h_{fg} - Calor latente de vaporización; J/kg
 $h_{fg,a}$ - Calor latente de vaporización del agua a la temperatura en la piscina; J/kg
 $h_{fg,p}$ - Calor latente de vaporización del agua a la temperatura en la pared no sumergida; J/kg
 h_m - Altura de la cama de mineral; m
 $h_{m,a}$ - Coeficiente de transferencia de masa por convección en la piscina; m/s
 $h_{m,p}$ - Coeficiente de transferencia de masa por convección en la pared no sumergida; m/s
 h_T - Altura del triángulo; m
 K_1 - Coeficiente superficial variable de transferencia de calor del sólido a la pared por unidad de longitud; $W/(m \cdot K)$
 K_2 - Coeficiente variable de transferencia de calor a través de la pared del enfriador por unidad de longitud al agua de la piscina; $W/(m \cdot K)$
 K_3 - Coeficiente superficial variable de transferencia de calor del agua al medio por unidad de longitud; $W/(m \cdot K)$
 L - Longitud característica; m
 $L_{aire.}$ - Longitud de la superficie de agua en contacto con el aire; m
 L_c - Longitud del cilindro; m
 L_{ap} - Longitud del ancho de la piscina en contacto con el aire; m
 m - Constantes para flujo por el exterior de cilindros; adimensional
 \dot{m}_a - Flujo de agua; kg/s
 m_{enf} - Masa del enfriador; kg

\dot{m}_g - Flujo de gases; kg/h
 \dot{m}_m - Flujo de mineral; kg/s
 n - Velocidad de rotación del cilindro, rad/s
 $n''_{A.a}$ - Flujo de masa por evaporación del agua en la piscina; kg/(s · m²)
 $n''_{A.p}$ - Flujo de masa por evaporación del agua en la pared no sumergida; kg/(s · m²)
 \dot{n}_A - Aumento de masa de la especie A, debido a reacciones químicas; kg/(s · m³)
 p - Presión; Pa
 Pr_a - Número de Prandtl a la temperatura del agua; adimensional
 Pr_p - Número de Prandtl a la temperatura en la pared; adimensional
 q - Calor transferido; W
 \dot{q} - Flujo de calor generado por unidad de volumen; W/m³
 q'' - Densidad del flujo de calor; W/m²
 $q_{1,2}$ - Calor transferido por radiación desde la superficie emisora a la receptora; W
 $q_{evp}(x)$ - Calor transferido por evaporación por unidad de longitud; W/m
 $q''_{evp.a}$ - Flujo de calor por evaporación del agua en la piscina; W/m²
 $q''_{evp.p}$ - Flujo de calor por evaporación del agua en la pared no sumergida; W/m²
 Ra_L - Número de Rayleigh; adimensional
 Re_a - Número de Reynolds para el agua; adimensional
 Re_L - Número de Reynolds; adimensional
 Re_r - Número de Reynolds rotacional; adimensional
 Re_{ra} - Número de Reynolds rotacional a la temperatura del agua en la piscina; adimensional
 Re_{rp} - Número de Reynolds rotacional a la temperatura del agua sobre la pared; adimensional
 r_e - Radio exterior del cilindro; m
 r_i - Radio interior del cilindro; m
 r_p - Radio de la partícula; m
 T_1 - Temperatura de la superficie emisora; K

T_2 - Temperatura de la superficie receptora; K
 T_a - Temperatura del agua en la piscina; K
 T_{aire} - Temperatura del aire; K
 T_c - Temperatura de la ceniza; K
 T_m - Temperatura del mineral; K
 T_p - Temperatura de la pared; K
 T_s - Temperatura de la superficie; K
 T_{sat} - Temperatura de saturación de la ebullición del agua a 101,325 kPa ; 273,15 K
 T_∞ - Temperatura del fluido; K
 Sc - Número de Schmidt; adimensional
 Sh - Número de Sherwood; adimensional
 S_{pcm} - Arco de la pared cubierta por el mineral; m
 S_{pncm} - Arco de la pared no cubierta por el mineral; m
 S_{pnsa} - Arco de la pared no sumergida en el agua; m
 S_{psa} - Arco de la pared sumergida en el agua; m
 t_c - Tiempo de contacto; s
 t_r - Tiempo de retención; s
 u - Componentes de la velocidad promedio de flujo de masa en x ; m/s
 u_a - Velocidad del agua; m/s
 u_{aire} - Velocidad del aire; m/s
 V_{asc} - Volumen que ocupa el agua en la piscina sin el cilindro; m³
 V_{acc} - Volumen que ocupa el agua en la piscina con el cilindro; m³
 V_c - Volumen interior del cilindro, m³
 V_m - Volumen de mineral en el interior del enfriador, m³
 V_{sa} - Volumen del enfriador sumergido en el agua; m³
 X - Componentes de la fuerza de cuerpo por unidad de volumen; N/m³
 Y - Componentes de la fuerza de cuerpo por unidad de volumen; N/m³

LETRAS GRIEGAS

α_r - Coeficiente de transferencia de calor por radiación; $W/(m^2 \cdot K)$

α_{aire} - Coeficiente de transferencia de calor por convección del agua al aire; $W/(m^2 \cdot K)$

$\alpha_{ebull}(x)$ - Coeficiente variable de transferencia de calor por ebullición del agua; $W/(m^2 \cdot K)$

α_g - Coeficiente de transferencia de calor por convección del gas a la pared $W/(m^2 \cdot K)$

α_{gp} - Coeficiente de transferencia de calor del gas a la pared del cilindro; $W/(m^2 \cdot K)$

α_{pa} - Coeficiente de transferencia de calor de la pared del cilindro al agua; $W/(m^2 \cdot K)$

$\alpha_{pcm}(x)$ - Coeficiente variable de transferencia de calor del mineral a la pared cubierta;
 $W/(m^2 \cdot K)$

$\alpha_{pdm}(x)$ - Coeficiente variable de transferencia de calor del mineral a la pared no cubierta;
 $W/(m^2 \cdot K)$

$\alpha_{pnsa}(x)$ - Coeficiente variable de transferencia de calor de la pared no sumergida a la película de agua; $W/(m^2 \cdot K)$

$\alpha_{ps,\lambda}$ - Coeficiente de transferencia de calor de contacto; $W/(m^2 \cdot K)$

$\alpha_{psa}(x)$ - Coeficiente variable de transferencia de calor de la pared sumergida al agua;
 $W/(m^2 \cdot K)$

$\alpha_{ps,contacto}$ - Coeficiente de transferencia de calor entre la pared y la primera capa de partículas;
 $W/(m^2 \cdot K)$

$\alpha_{s,penetración}$ - Coeficiente de transferencia de calor por penetración en la cama sólida;
 $W/(m^2 \cdot K)$

α_∞ - Coeficiente de transferencia de calor por convección; $W/(m^2 \cdot K)$

β - Coeficiente de expansión térmica volumétrica; K^{-1}

γ - Ángulo de llenado; rad

ε_1 - Emisividad de la superficie emisora; adimensional

ε_2 - Emisividad de la superficie receptora; adimensional

ε_c - Emisividad de la ceniza; adimensional

ε_m - Emisividad del mineral; adimensional
 ε_p - Emisividad de la pared; adimensional
 θ - Ángulo de sumersión del cilindro en el agua; rad
 λ - Conductividad térmica; W/(m · K)
 λ_{aa} - Conductividad térmica del agua a la temperatura en la piscina; W/(m · K)
 λ_{ap} - Conductividad térmica del agua a la temperatura en la pared no sumergida; W/(m · K)
 λ_g - Conductividad térmica del gas; W/(m · K)
 $\lambda_m(T_m(x))$ - Conductividad térmica variable del mineral; W/(m · K)
 λ_p - Conductividad térmica del material del cilindro; W/(m · K)
 λ_s - Conductividad térmica del sólido; W/(m · K)
 μ_a - Coeficiente dinámico de viscosidad para el agua; kg/(s · m)
 μ_{aa} - Coeficiente dinámico de viscosidad del agua a la temperatura en la piscina; kg/(s · m)
 μ_{ap} - Coeficiente dinámico de viscosidad del agua a la temperatura en la pared; kg/(s · m)
 μ - Coeficiente dinámico de viscosidad; kg/(s · m)
 ξ_c - Concentración de partículas en la cama a granel; adimensional
 ν_{aire} - Coeficiente cinemático de viscosidad del aire; m/s²
 ρ - Densidad; kg/m³
 ρ_A - Densidad de la especie A; kg/m³
 ρ_a - Densidad del agua; kg/m³
 ρ_{aa} - Densidad del agua a la temperatura en la piscina; kg/m³
 ρ_{ap} - Densidad del agua a la temperatura en la pared no sumergida; kg/m³
 $\rho_{A,sat.a}$ - Densidad del vapor de agua saturado a la temperatura del agua; kg/m³
 $\rho_{A,sat.p}$ - Densidad del vapor de agua saturado a la temperatura en la pared no sumergida;
kg/m³
 $\rho_{A,aire}$ - Densidad del vapor de agua saturado a la temperatura del aire; kg/m³
 ρ_m - Densidad aparente del mineral; kg/m³

ρ_p - Densidad del material del cilindro; kg/m^3

ρ_s - Densidad aparente del sólido granulado; kg/m^3

ρ_{va} - Densidad del vapor de agua; kg/m^3

σ - Constante de Stefan-Boltzman; $5,67 \cdot 10^{-8} \cdot \text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}^4)$

σ_s - Tensión superficial; N/m

v - Componentes de la velocidad promedio de flujo de masa en y ; m/s

ϕ - Coeficiente de llenado; adimensional

χ - Espesor de la película de gas; adimensional.

$\frac{dT}{dx}$ - Gradiente de temperatura en la dirección del flujo de calor; K/m

$\partial T/\partial \tau$ - Variación de la temperatura en el tiempo; K/s

$\frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \cdot \frac{\partial T}{\partial y} \right)$ - Conducción del flujo de calor neto en el volumen de control; W/m^3

$\mu \left[2 \cdot \frac{\partial u}{\partial x} - \frac{2}{3} \cdot \left(\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} \right) \right]$ - Esfuerzo normal en la dirección x ; N/m^2

$\mu \cdot \left[2 \cdot \frac{\partial v}{\partial y} - \frac{2}{3} \cdot \left(\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} \right) \right]$ - Esfuerzo normal en la dirección y ; N/m^2

$\mu \cdot \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right)$ - Esfuerzo cortante en la dirección x e y ; N/m^2

ANEXO 1. ENFRIADOR DE MINERAL HORIZONTAL ROTATORIO.



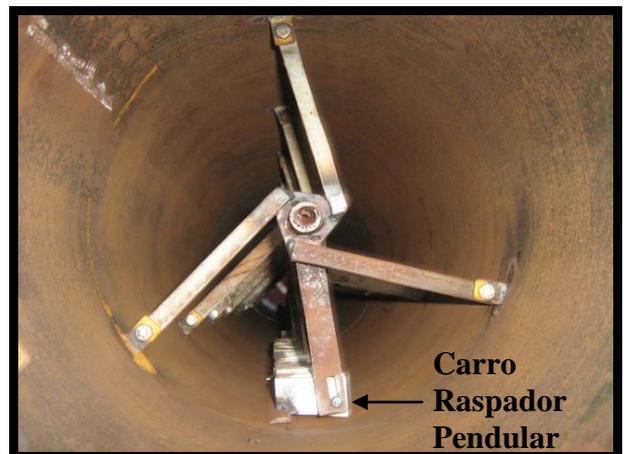
Figura 1. Vista lateral del enfriador número 5



Figura 2. Vista superior del enfriador número 5



a)



b)

Figura 3. Vista interior del enfriador: a) número 5; b) a escala de laboratorio

ANEXO 2. INSTALACIÓN EXPERIMENTAL

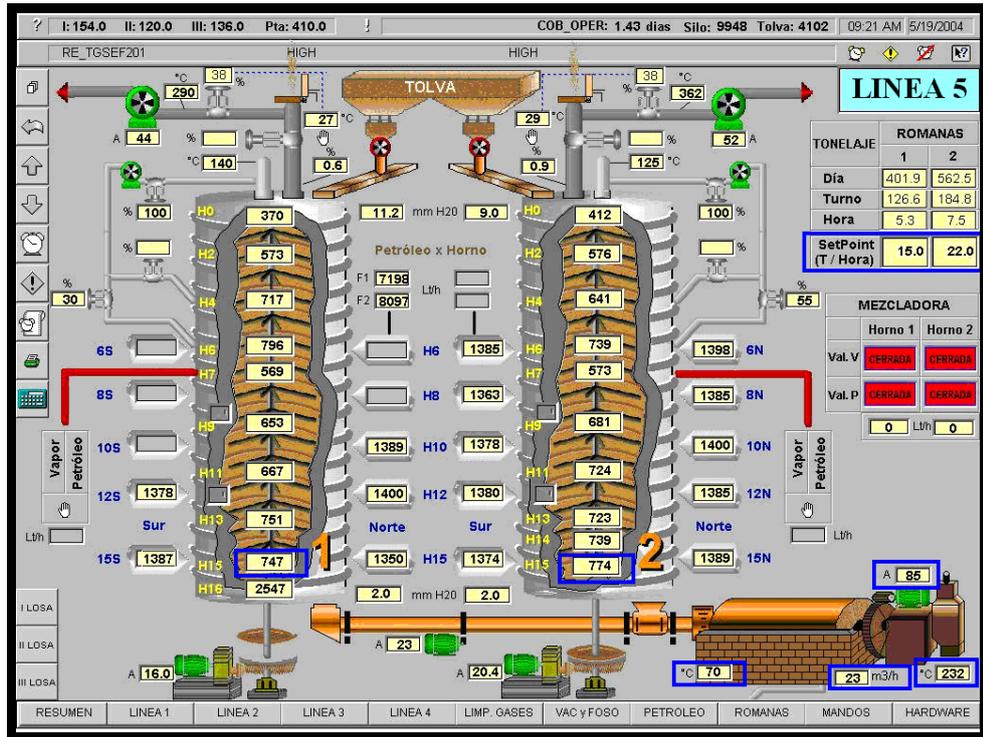


Figura 1. Imagen de las variables registradas por el SCADA (CITECT).

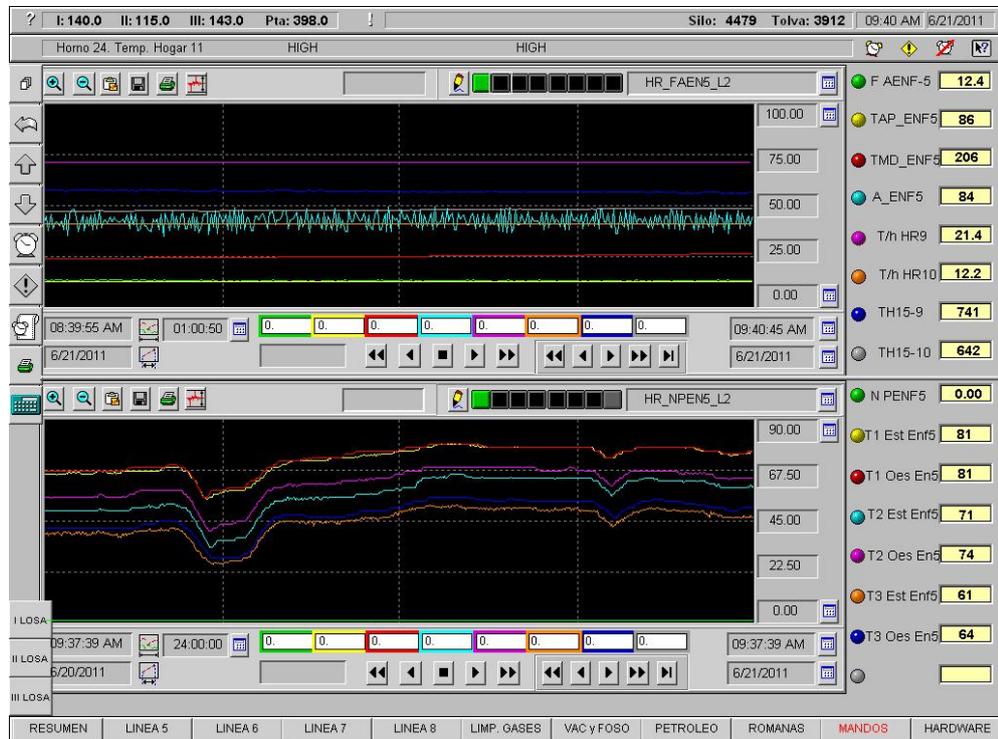


Figura 2. Ventana del CITECT para el monitoreo de las variables del proceso de enfriamiento.

Donde:

TAP_ENF5: Temperatura del agua en la piscina; °C

TDM_ENF5: Temperatura del mineral a la descarga del enfriador; °C

A_ENF5: Corriente del motor; A

T/h HR9: Flujo de mineral que entra al horno de reducción 9; t/h

T/h HR10: Flujo de mineral que entra al horno de reducción 10; t/h

TH15-9: Temperatura en el hogar 15 del horno 9; °C

TH15-10: Temperatura en el hogar 15 del horno 10; °C

N PENF5: Nivel del enfriador; mm

T1 Est Enf5: Temperatura del agua en el punto 1 del lado este de la piscina; °C

T1 Oes En5: Temperatura del agua en el punto 1 del lado oeste de la piscina; °C

T2 Est Enf5: Temperatura del agua en el punto 2 del lado este de la piscina; °C

T2 Oes En5: Temperatura del agua en el punto 2 del lado oeste de la piscina; °C

T3 Est Enf5: Temperatura del agua en el punto 3 del lado este de la piscina; °C

T3 Oes En5: Temperatura del agua en el punto 3 del lado oeste de la piscina; °C

La figura 3 es una vista superior de la instalación donde se muestra la posición de los instrumentos y los puntos donde se realizan las mediciones.

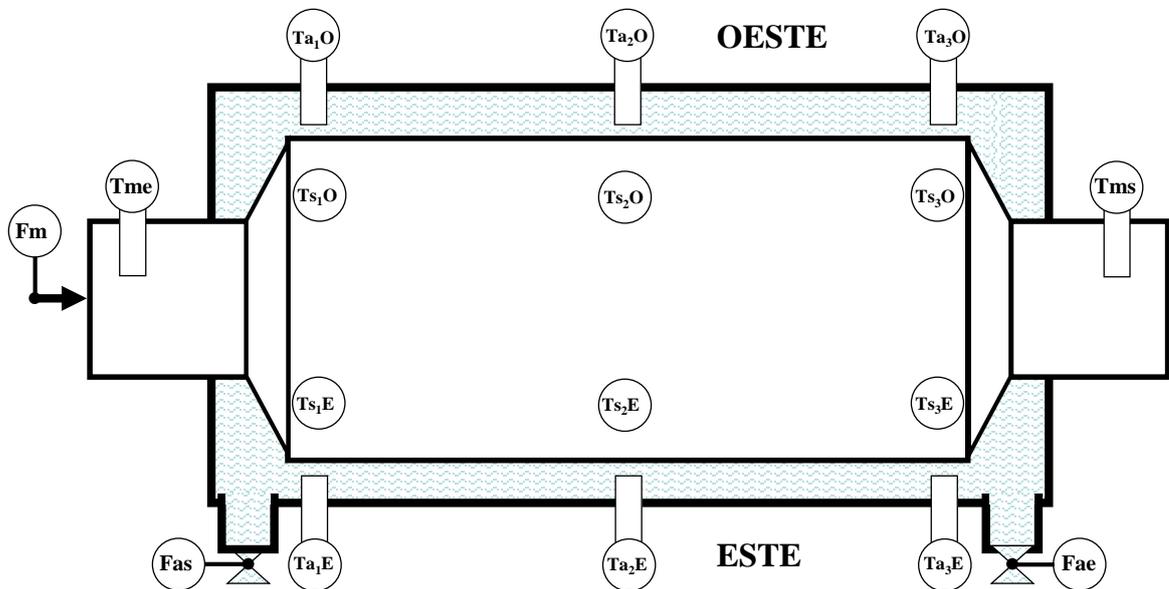


Figura 3. Vista superior de la posición de los instrumentos de medición en el enfriador.

Para establecer el perfil de temperatura en diferentes puntos de la superficie de la pared (figura 3), se utilizó una termocámara de mano, modelo FLUKE y un pirómetro digital de mano modelo RAYMXPE, donde:

T_{s_1E} , T_{s_2E} , T_{s_3E} : Temperatura de la superficie del cilindro en tres puntos del lado Este; °C

T_{s_1O} , T_{s_2O} , T_{s_3O} : Temperatura de la superficie del cilindro en tres puntos del lado Oeste; °C

T_{a_1E} , T_{a_2E} , T_{a_3E} : Temperatura del agua de la piscina en tres puntos del lado Este; °C

T_{a_1O} , T_{a_2O} , T_{a_3O} : Temperatura del agua de la piscina en tres puntos del lado Oeste; °C

T_{em} , T_{sm} : Temperatura del mineral a la entrada y a la salida; °C

F_m : Flujo de mineral; t/h

F_{ae} , F_{as} : Flujo de agua a la entrada y a la salida de la piscina; m^3/h

A continuación se muestran los parámetros que se registran con sus correspondientes instrumentos de medición y sus características técnicas.

PARÁMETRO: Flujo de mineral alimentado al enfriador.

EQUIPO: Báscula de pesaje continuo, tipo WESTERDAM.

CARACTERÍSTICAS TÉCNICAS:

Alimentación	220 V AC
Entrada	0 a 18 t/h
Salida	4 a 20 mA

PARÁMETRO: Temperatura del mineral a la entrada y salida del enfriador.

EQUIPO: Termopar tipo K con vaina y cabezal de conexión de roscado con convertidor de señal programable mediante la PC alojado en el cabezal.

CARACTERÍSTICAS TÉCNICAS:

Temperatura de servicio hasta	1523,15 K
-------------------------------	-----------

Cabezal de conexión: forma A, DIN 43729; de metal ligero fundido, con entrada de cable.

Convertidor de señal programable con rango ajustado.

PARÁMETRO: Temperatura del agua en la piscina.

EQUIPO: Termómetro de resistencia PT-100 con vaina y cabezal de conexión de roscado con convertidor de señal programable mediante PC alojado en el cabezal.

CARACTERÍSTICAS TÉCNICAS:

Longitud de inmersión	250 mm
Convertidor de señal programable con rango ajustado.	273 a 393 K

PARÁMETRO: Flujo de agua que entra a la piscina.

EQUIPOS: Elemento primario de caudal tipo PITOT delta.

TUBE modelo 301 - AK - 10 - AD para agua.

Transmisor de presión diferencial para la medida de caudal, inteligente, modelo SITRANS P serie HK.

CARACTERÍSTICAS TÉCNICAS:

Alcance de medida ajustable	2,5 a 25 kPa
Margen de medida ajustado	0 a 15 kPa
Precisión mejor que el 1 % incluido la histéresis y la repetibilidad.	
Rangeabilidad	1 a 10
Indicador local incorporado, analógico	escala 0 a 100 %
Conexión eléctrica	conector HAN 7D

PARÁMETRO: Velocidad de rotación del enfriador

EQUIPO: Tacogenerador.

CARACTERÍSTICAS TÉCNICAS:

0 a 8,0 rev/min 0 a 10 V

PARÁMETRO: Temperatura de la superficie del cilindro.

EQUIPO: Pirómetro Digital, de mano. Modelo RAYMXPE de fabricación alemana.

CARACTERÍSTICAS TÉCNICAS:

Temperatura de servicio entre 243 y 1273 K

Emisividad de la superficie ajustable.

PARÁMETRO: Temperatura de la superficie del enfriador.

EQUIPO: Termocámara, de mano, Modelo FLUKE.

CARACTERÍSTICAS TÉCNICAS:

Temperatura de servicio entre 258,15 y 528,15 K

Conexión a PC.

Emisividad de la superficie ajustable.

Capacidad para 100 imágenes.

ANEXO 3. MODELO PARA TEMPERATURA DEL AGUA POR AJUSTE DE MÍNIMO CUADRADO

$$T_{a(x=0)} = \varepsilon \cdot (15,997407 + 0,011042286 \cdot \varepsilon)^{-1}$$

Donde:

$T_{a(x=0)}$ - Temperatura del agua en $x = 0$; °C

Determinante de la matriz del sistema:	552072819722,351		
Determinante normalizado del sistema:	6,36703790238522E-5-15		
Error máximo al resolver el sistema:	3,19744231092045E-14		
Variación explicada:	641098,950662012	Grados de libertad:	1
Variación residual:	6833,65182137836	Grados de libertad:	103
Variación total:	647932,602483391	Grados de libertad:	104

Error estándar de una estimación: 8,18514425554623

Error probable de una observación: 5,49401404579817

Coefficiente de correlación, $r = 0,99471259369407$

Para una prueba con nivel de confianza 0,95:

Intervalo de confianza de r : [0,99221494, 0,99641038]

Para una prueba F de Fisher con nivel de confianza 0,95:

Valor de F_c para el ajuste: 9662,9436 Valor de F_t por la tabla: 3,0855

El ajuste es estadísticamente significativo ya que $F_c > F_t$,

Coefficientes de correlación parcial: 0,99471259

Prueba para los Coeficientes del Modelo

Valor teórico (t de Student), $t = 1,6598112853$ $t_2 = 98,30027248$

El coeficiente 2 es estadísticamente significativo ya que $t < \leq \text{abs}(t_2)$.

Número de Variables: 2

Número de Datos: 105

Variable	Valor		Rango	Media Aritmética	Desviación Estándar
	Mínimo	Máximo			
ε	1383,29	24499,58	23116,29	7449,61	7076,34
$T_{a(x=0)}$ (°C)	44,65	92,65	48	67,94	14,90

Tabla 1. Resumen de datos del experimento pasivo.

Flujo		Temperatura (°C)						
Mineral	Agua	Mineral		Agua			Pared	
(t/h)	(m3/h)	Entra	Sale	Entrada	Emerge	Sumerge	Emerge	Sumerge
34,8	17,5	733,61	203,95	26,2	85,9	81,6	94	93
34,8	17,5	733,05	204,09	26,2	84,8	80,5	94	94
34,8	9,5	773,85	213,21	27,5	92	85,6	89	96
34,8	9,5	773,04	213,4	27,5	90,9	84,5	93	94
34,8	25,5	775,42	196,97	26,3	95,3	89,6	79	95
34,8	25,5	764,24	195,54	26,3	94,2	88,5	81	86
29,6	25,5	811,96	161,03	25,6	93,1	82,6	96	99
29,6	25,5	811,05	161,74	25,6	92	81,5	95	98
33,8	50	773,34	182,78	27,6	78	77,5	89	91
33,8	50	774,46	182,61	27,6	76,9	76,4	85	95
33,6	70	755,43	180,68	28,1	60,9	58,7	78	89
33,6	70	755,45	180,91	28,1	59,8	57,6	78	80
34	100	764,73	177,6	27,8	51,2	49	75	96
34	100	766,38	177,69	27,8	50,1	47,9	66	94
32	100	884,17	167,57	26,2	52,4	52,4	65	80
32	100	883,3	168,61	26,2	51,3	51,3	66	90
34	50	751,71	143,41	25,4	63,3	60,6	81	84
34	50	751,73	142,87	25,4	62,2	59,5	81	72
34	70	798,53	192,89	25,6	57,4	57,1	72	80
34	70	796,68	192,59	25,6	56,3	56	75	82
34	9	749,92	243,27	26,9	81,6	80,6	97	100
34	9	751,76	243,85	26,9	81,4	80,4	95	95
34	25	773,08	204,02	28,7	80,3	77,6	94	104
34	25	784,73	201,49	28,7	80,1	77,4	95	102
32,6	9,5	745,54	213,89	28,3	82	81,1	99	97
32,6	9,5	744,01	212,64	28,3	81,8	80,9	98	98
20	75	840,2	120,27	26,6	45,3	44,4	69	80
20	75	803,75	122,02	26,6	45,1	44,2	71	74
20	50	771,33	135,47	28,5	71,6	70,8	80	78
20	50	762,37	137,87	28,5	71,4	70,6	81	83
20	100	787,86	131,71	26,4	50	52,9	64	71
20	100	787,83	132,45	26,4	49,8	52,7	65	73
34	100	763,47	189,74	25,5	49,3	47	72	82
34	100	759,08	188,2	25,5	49,1	46,8	68	89
34	70	739,74	192,83	25,8	58,6	57,6	74	83
34	70	750,89	194,3	25,8	58,2	57,2	77	82
34	50	756,61	214,05	26,1	61,4	60,2	75	89
34	50	753,28	215,74	26,1	61,0	59,8	76	80
32,6	25	772,03	197,26	27,1	82,6	81,8	96	99
32,6	25	771,66	195,75	27,1	82,2	82,2	87	98
34	75	748,85	174,09	27,6	58,2	57,2	78	87
34	75	746,41	175,81	27,6	57,8	56,8	81	90

ANEXO 4. DESCRIPCIÓN DE LA APLICACIÓN INFORMÁTICA

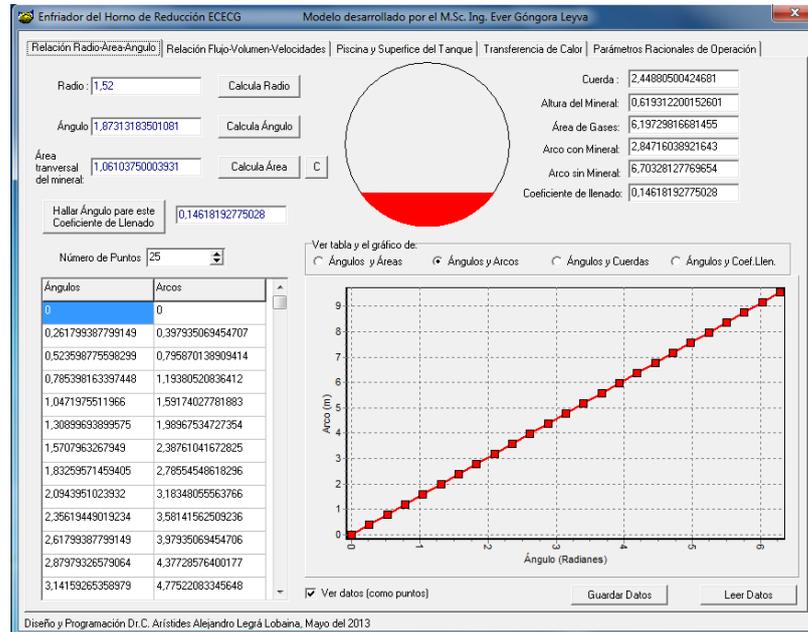


Figura 1. Ventana creada para calcular la relación radio, área y ángulo de llenado.

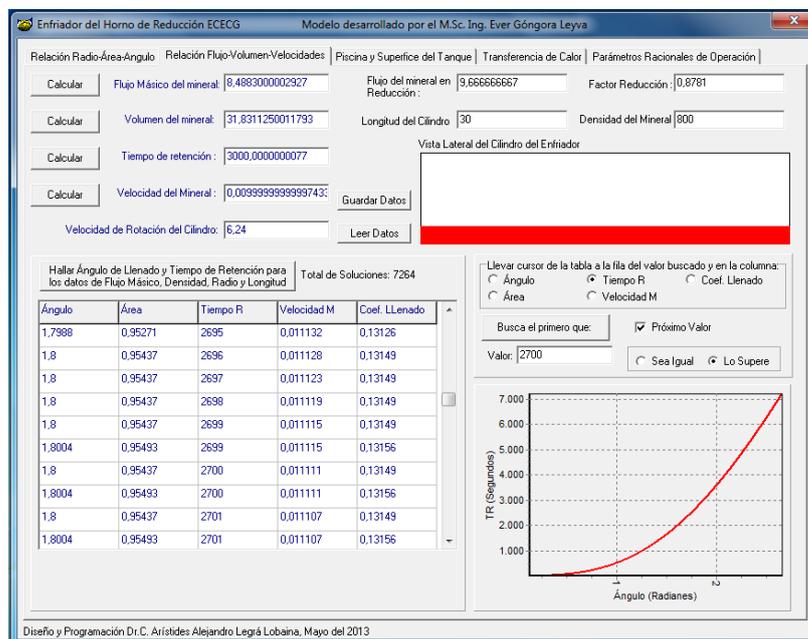


Figura 2. Ventana creada para calcular la relación flujo de mineral y tiempo de retención.

Enfriador del Horno de Reducción ECECG Modelo desarrollado por el M.Sc. Ing. Ever Góngora Leyva

Relación Radio-Área-Angulo | Relación Flujo-Volumen-Velocidades | Piscina y Superficie del Tanque | Transferencia de Calor | Parámetros Racionales de Operación

Piscina y Ambiente

Calcular Volumen de la Piscina 224 Largo 32 Ancho 3,5 Profundidad 2

Calcular Volumen del Agua 120,08483673559 Altura de los apoyos 0,40 C Altura del Agua sin el cilindro 1,0721860 C Temperatura del Agua a la Entrada de la Piscina 81,4406281954482

Calcular Densidad del Agua 971,102523184985 Valor de la Variable X 0 Temperatura del Agua a la Salida de la Piscina 26,2

Calcular Velocidad 4,048063962E-5 Flujo Volumétrico del Agua 0,004961111 Temperatura del Aire (ambiente) 32

Tanque en la Piscina

Calcular Masa del cilindro 44879,4354811574 Densidad del Cilindro 7832 Volumen del Cilindro 5,73026500014778 Grosor de la Chapa 0,02

Masa de cargadores 3870 Superficie Lateral del cilindro 286,513250007389 Superficie Total del cilindro 301,029921341097 Calor específico del mineral 970

Calcular Masa del Gas 464,797362511091 Densidad del Gas 2,5 Volumen del Gas 185,918945004436 Masa del mineral 25464,9000009434

Calcular Masa Total 74679,1328446119 Densidad Media del Cuerpo 334,107863553053 Volumen Total 223,518034117607

Calcular Volumen del Cilindro en el Agua 76,9013889468025 Altura del agua respecto al cilindro 1,1588242779577 Altura del agua respecto al fondo 1,75880558646779

Arco por debajo del agua 4,06769428928562 Superficie dentro del agua de la piscina 122,030828678569 Cuerda en el Agua

Arco por encima del agua 5,60841108377095 Superficie "seca" (fuera del agua de la piscina) 168,252332513128 2,984161569761

Datos de las Duchas

Presencia de Duchas Total de Duchas 24 Flujo en cada Ducha 0,0001 Calcular Flujo Total de las Duchas 0,0024

Flujo de agua por unidad de superficie "seca" 1,42642296187649E-5 Temperatura del Agua en la duchas 29

Guardar Datos Leer Datos

Diseño y Programación Dr. C. Aristides Alejandro Legrá Lobaina, Mayo del 2013

Figura 3. Ventana creada para calcular la relación Flujo y volumen de agua y altura sumergida.

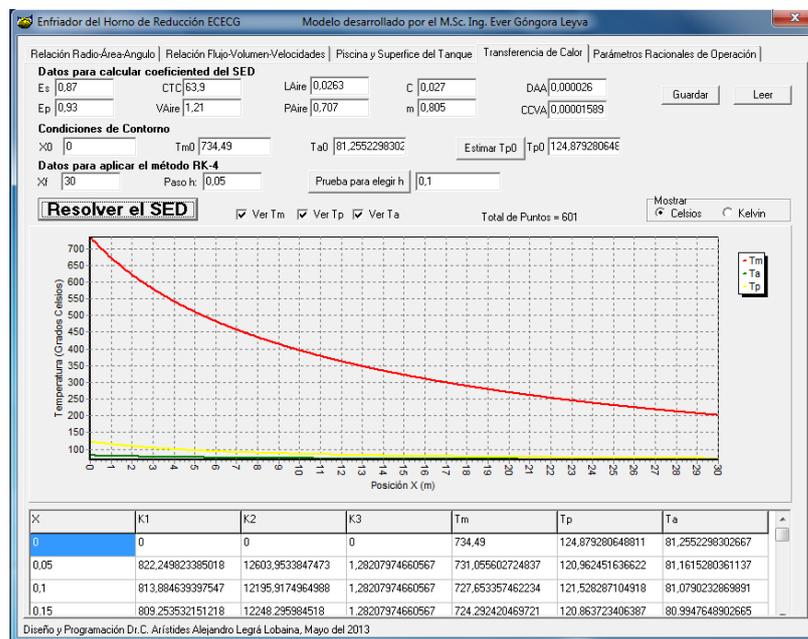


Figura 4. Ventana creada para resolver el modelo y visualizar la distribución de la temperatura del mineral, de la pared y del agua.

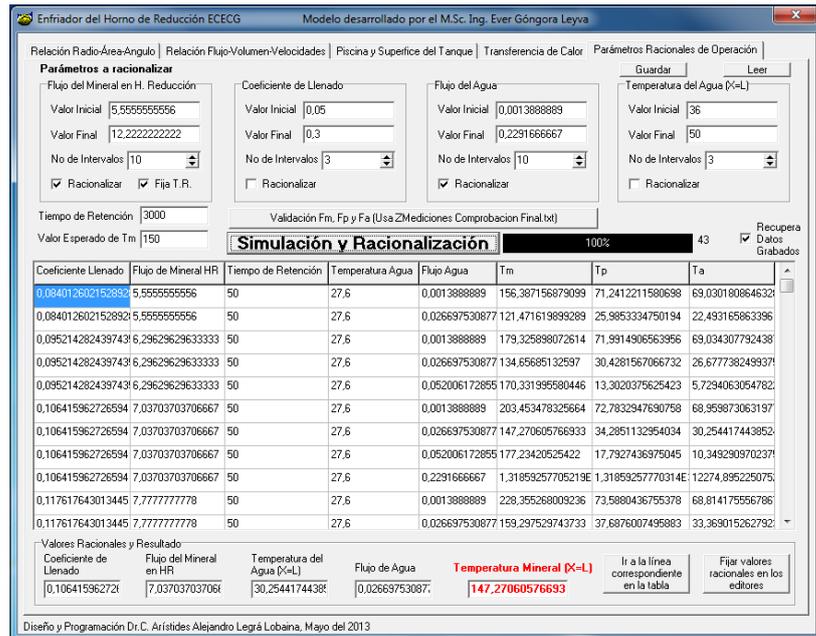


Figura 5. Ventana creada para validar el modelo, simular el proceso y racionalizarlo.

ANEXO 5. VALIDACIÓN MODELO PROPUESTO

Tabla 1. Resultados experimentales y teóricos obtenidos para la temperatura del mineral.
Experimento Activo.

\dot{m}_m	\dot{m}_a	Temperaturas promedios de las cinco réplicas (K)				Error (%)
		T_{ae}	T_{me}	$T_{mExp.}$	$T_{mTeor.}$	
(t/h)	(m ³ /h)					
20,00	50,00	302,00	1 054,00	409,00	395,00	3,44
20,00	75,00	300,00	1 056,00	392,00	397,00	1,31
20,00	100,00	300,00	1 061,00	404,00	402,00	0,52
34,00	50,00	299,00	1 030,00	487,00	465,00	4,60
34,00	75,00	301,00	1 022,00	447,00	464,00	3,68
34,00	100,00	299,00	1 039,00	463,00	466,00	0,69
Error relativo promedio entre los resultados experimentales y teóricos						2,37

Tabla 2. Resultados experimentales y teóricos obtenidos para la temperatura de la pared y del agua. Experimento Activo.

\dot{m}_m	\dot{m}_a	Temperaturas promedios de las cinco réplicas (K)						Error (%)	
		T_{me}	T_{ae}	T_{pExp}	T_{aExp}	$T_{pTeor.}$	$T_{aTeor.}$	Pared	Agua
(t/h)	(m ³ /h)								
20,00	50,00	1 054,00	302,00	314,00	312,00	315,00	313,00	0,53	0,30
20,00	75,00	1 056,00	300,00	310,00	303,00	309,00	306,00	0,34	0,83
20,00	100,00	1 061,00	300,00	309,00	304,00	302,00	298,00	2,48	1,91
34,00	50,00	1 030,00	299,00	320,00	317,00	333,00	329,00	3,86	3,63
34,00	75,00	1 022,00	301,00	324,00	314,00	323,00	318,00	0,35	1,32
34,00	100,00	1 039,00	299,00	320,00	309,00	320,00	315,00	0,02	2,11
Error relativo promedio entre los resultados experimentales y teóricos								1,26	1,68

\dot{m}_a - Flujo de agua; m³/h

\dot{m}_m - Flujo de mineral; t/h

T_{ae} ; T_{aExp} ; $T_{aTeor.}$ - Temperatura del agua a la entrada; experimental y teórica; °C

T_{me} ; $T_{mExp.}$; $T_{mTeor.}$ - Temperatura del mineral a la entrada; experimental y teórica; °C

T_{pExp} ; $T_{pTeor.}$ - Temperatura de la pared experimental y teórica; °C

Tabla 3. Resultados experimentales y teóricos (adicionales) obtenidos para la temperatura del mineral. Experimento Pasivo.

\dot{m}_m	\dot{m}_a	Temperaturas promedios de las cinco réplicas (K)				Error (%)
		T_{ae}	T_{me}	$T_{mExp.}$	$T_{mTeor.}$	
(t/h)	(m ³ /h)					
34,80	17,50	299	1008	477	482	1,14
34,80	9,50	301	1048	486	511	5,25
34,80	25,50	299	1068	469	479	2,21
29,60	25,50	299	1082	433	455	5,04
33,80	50,00	301	1046	454	464	2,35
33,60	70,00	301	1029	455	462	1,62
32,00	100,00	299	1155	440	463	5,25
34,00	70,00	299	1071	467	467	0,09
34,00	9,00	300	1022	515	507	1,64
34,00	25,00	302	1048	477	472	1,00
32,60	9,50	301	1023	485	492	1,40
34,00	70,00	299	1013	466	463	0,63
Error relativo promedio entre los resultados experimentales y teóricos						2,30

Tabla 4. Resultados experimentales y teóricos (adicionales) obtenidos para la temperatura de la pared y del agua. Experimento Pasivo.

\dot{m}_m	\dot{m}_a	Temperaturas promedios de las cinco réplicas (K)						Error (%)	
		T_{me}	T_{ae}	T_{pExp}	T_{aExp}	$T_{pTeor.}$	$T_{aTeor.}$	Pared	Agua
(t/h)	(m ³ /h)								
34,80	17,50	1008	299	344	340	346	342	0,70	0,61
34,80	9,50	1048	301	348	347	349	344	0,31	0,83
34,80	25,50	1068	299	345	341	343	339	0,60	0,57
29,60	25,50	1082	299	338	338	341	338	0,81	0,16
33,80	50,00	1046	301	332	323	331	327	0,23	1,25
33,60	70,00	1029	301	321	315	324	319	0,77	1,32
32,00	100,00	1155	299	322	313	320	315	0,54	0,85
34,00	70,00	1071	299	320	312	328	324	2,69	3,63
34,00	9,00	1022	300	344	342	349	344	1,33	0,54
34,00	25,00	1048	302	341	337	340	337	0,27	0,26
32,60	9,50	1023	301	343	336	347	343	1,22	1,98
34,00	70,00	1013	299	321	315	327	322	1,83	2,41
Error relativo promedio entre los resultados experimentales y teóricos								0,94	1,20

ANEXO 6. ENFRIADOR TIPO BAKER

Tabla 1. Características técnicas del enfriador de mineral laterítico reducido tipo Baker.

Capacidad a procesar (mineral neto)		31 000 kg/h
Densidad absoluta del sólido enfriado		3,3 a 3,5 t/m ³
Densidad a granel		0,8 a 0,85 t/m ³
Granulometría de las partículas	> 0,15 mm	14,3 %
	0,15 mm a 0,074 mm	17,4 %
	0,074 mm a 0,044 mm	13,6 %
	< 0,044 mm	54,7 %
Temperatura del mineral a la entrada		1023,15 K
Temperatura del mineral a la salida		423,15 a 473,15 K
Presión operativa		0,01 a 0,02 kPa
Consumo de agua en la piscina del enfriador		107 m ³ /h
Largo de la piscina		32 m
Ancho de la piscina		3,5 m
Profundidad de la piscina		2 m
Temperatura del agua a la entrada		303,15 K
Consumo de agua en las chumaceras		1 m ³ /h
Dimensiones principales:	Diámetro exterior	3,080 m
	Espesor de pared	18 mm
	Longitud del cilindro	31 m
Material de construcción		A11483.1
Diámetro interior del enfriador		3,50 m
Longitud del enfriador		30,90 m
Altura del tubo vertedero (mínima)		0,85 m
Altura del tubo vertedero con las anillas (máxima)		1,05 m
Diámetro del tubo vertedero		0,25 m
Altura de las anillas		0,066 m
Diámetro de las anillas		0,25 m
Desplazamiento vertical del cilindro en los apoyos		0,035 m
Peso del cuerpo del cilindro enfriador sin accionamiento		44 879 kg
Peso de los carros		3 870 kg
Potencia del motor principal de accionamiento		75 kW
Potencia del motor auxiliar		11 kW
Velocidad de rotación del motor principal		140,056 rad/s
Velocidad de rotación del motor auxiliar		140,056 rad/s
Velocidad rotacional del enfriador (con motor principal)		0,97 rad/s
Velocidad rotacional del enfriador (con motor auxiliar)		0,064 rad/s
Coeficientes de corrección para estimar el flujo de mineral reducido		
Considera el extractable en la Planta de Secaderos y Hornos		0,88
Considera las pérdidas por calcinación y reducción del mineral		0,9978

ANEXO 7. PRODUCCIÓN CIENTÍFICA DEL AUTOR SOBRE EL TEMA DE LA TESIS

- 1 GÓNGORA-LEYVA, E., "Modelación físico-matemática del proceso de enfriamiento de mineral en cilindros rotatorios de la planta hornos de reducción de la empresa "Comandante Ernesto Che Guevara"". Tesis de Maestría. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2004.
- 2 GÓNGORA-LEYVA, E.; GUZMAN, D. R. D.; et al., "Modelo matemático multivariable para un proceso de enfriamiento industrial de sólidos en cilindros rotatorios horizontales". Energética, 2007, vol. 28, no. 2, p. 15-25.
- 3 GÓNGORA-LEYVA, E.; LAMORÚ, U. M.; et al., "Coeficientes de transferencia de calor en enfriadores de mineral laterítico a escala piloto". Minería y Geología, 2009, vol. 25, no. 3, p. 1-18.
- 4 GÓNGORA-LEYVA, E.; PALACIO-RODRÍGUEZ, A.; et al., "Evaluación del proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido en la empresa Comandante Ernesto Che Guevara (Parte 1)". Minería y Geología, 2012, vol. 28, no. 3, p. 50-69.
- 5 GÓNGORA-LEYVA, E.; RUIZ-CHAVARRÍA, G.; et al., "The Cooling of a Granular Material in a Rotating Horizontal Cylinder". Experimental and Computational Fluid Mechanics, 2014, p. 197-205.

PARTICIPACIÓN EN EVENTOS

- 1 Modelación y simulación del proceso de enfriamiento de mineral en cilindros horizontales rotatorios. 2da Conferencia Internacional Ciencia Tecnología por un Desarrollo Sostenible, CYTDES, Julio 2007. ISBN: 978-59-16-0568-9.
- 2 Modelo matemático multivariable para un proceso de enfriamiento industrial de sólidos en cilindros rotatorios horizontales. 5to Taller Internacional de Energía y Medio Ambiente, Abril de 2008. ISBN: 978-959-257-186-0

- 3 Evaluación del proceso de enfriamiento de mineral reducido en la empresa “Comandante René Ramos Latour” de Nicaro. ENERMOA, Diciembre de 2010. ISBN: 978-959-16-1216-8
- 4 Influencia de la temperatura del mineral laterítico reducido en el índice de extractable en el tanque de contacto en la empresa “Comandante Ernesto Che Guevara. ENERMOA, Diciembre de 2010. ISBN: 978-959-16-1216-8
- 5 Obtención de los parámetros de funcionamiento del enfriador rotatorio a escala piloto del ISMM. ENERMOA, Diciembre de 2010. ISBN: 978-959-16-1216-8
- 6 Evaluación del proceso de transferencia de calor en el enfriamiento del mineral laterítico a escala piloto. ENERMOA, Diciembre de 2010. ISBN: 978-959-16-1216-8
- 7 Identificación del proceso de enfriamiento de mineral laterítico reducido con ayuda de redes neuronales artificiales.
 - a. XXXIII Convención Panamericana de Ingenieros, UPADI. Abril de 2012. ISBN: 978-959-274-094-1
 - b. 7mo. Taller Internacional de Energía y Medio Ambiente, Abril de 2012. ISBN: 978-959-257-323-9
- 8 Evaluación del proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido en la empresa “Comandante Ernesto Che Guevara”.
 - a. XXXIII Convención Panamericana de Ingenieros, UPADI. Abril de 2012. ISBN: 978-959-274-094-1
 - b. 7mo. Taller Internacional de Energía y Medio Ambiente, Abril de 2012. ISBN: 978-959-257-323-9
- 9 Modelación del proceso de enfriamiento de sólidos granulados en cilindros horizontales rotatorios. XVIII Congreso de la División de Dinámica de Fluidos. Sociedad Mexicana de Física. Noviembre de 2012. La Ensenada, Baja California. México

TESIS DE INGENIERÍA DIRIGIDAS

- 1 ÁLVAREZ ÁLVAREZ, R., "Evaluación del proceso transferencia de calor del mineral laterítico reducido en cilindros horizontales rotatorios en la empresa “Comandante Ernesto Che Guevara””. Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2008.
- 2 ARAUJO-ESCALONA, E., "Evaluación del proceso de transferencia de calor en el enfriamiento del mineral laterítico a escala piloto". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2009.
- 3 ARENA-CUTIÑO, A., "Evaluación del proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido en la empresa “Comandante René Ramos Latour””. Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2009.
- 4 CALA, S. E., "Estudio del proceso de enfriamiento de mineral en cilindros rotatorios horizontales como objetivo de modelación matemática.". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2005.
- 5 DE VALLE-RAMÍREZ, E., "Programación de modelo matemático para la evaluación del proceso de transferencia de calor en cilindros horizontales rotatorios para el enfriamiento de mineral laterítico reducido". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2008.
- 6 ESPINOSA-LOFORTE, E., "Evaluación del proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido a escala piloto". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2012.

- 7 GARCÍA-MERIÑO, D. A., "Establecimiento de los parámetros de diseño y explotación del enfriador experimental". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2009.
- 8 GÓMEZ-RODRÍGUEZ, I., "Determinación del ángulo de llenado del mineral laterítico en cilindros horizontales rotatorios". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2012.
- 9 GUTIÉRREZ-GALBÁN, J., "Tecnología de fabricación de los dispositivos del enfriador de mineral a escala piloto del ISMM". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2011.
- 10 JACOMINO-RODRÍGUEZ, D., "Construcción de un cilindro horizontal rotatorio a escala de laboratorio". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2010.
- 11 LEYVA-DURÁN, Y., "Influencia de la temperatura del mineral laterítico reducido en el índice de extractable en el tanque de contacto". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2010.
- 12 LONDREZ-MINERAL, J., "Modelación y simulación del proceso de enfriamiento del mineral reducido en cilindros horizontales rotatorios por el método de elementos finitos (ANSYS)". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2007.
- 13 ORTIZ-CASTRO, F. A., "Estimación de la temperatura del mineral reducido durante el proceso de enfriamiento por el método de elementos finitos (ANSYS)". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2010.

- 14 OSORIO-GÓNGORA, I., "Evaluación del proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido en la empresa “Comandante Ernesto Che Guevara””. Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2009.
- 15 PERDOMO-MINERAL, J. J.; MATOS-CASALS, D., "Evaluación de la influencia del agua de enfriamiento en el proceso transferencia de calor del mineral laterítico reducido en cilindros horizontales en la empresa “Comandante Ernesto Che Guevara””. Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2007.
- 16 PUJOL-LEYVA, J. O., "Evaluación del proceso de transferencia de calor en el enfriamiento del mineral laterítico a escala piloto". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2007.
- 17 PUPO-RAMÍREZ, E., "Evaluación del proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido en cilindros horizontales rotatorios". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2012.
- 18 PUPO-REVÉ, Y., "Evaluación del proceso de enfriamiento de mineral reducido en la empresa Comandante René Ramos Latour” de Nicaro". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2010.
- 19 QUINTERO-GONZÁLEZ., E.; VERDECIA-REYES, A., "Construcción de un enfriador cilíndrico rotatorio a escala de laboratorio". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2008.
- 20 RETIRADO-MEDIACEJA, Y., "Modelación Físico-Matemática del proceso de enfriamiento del mineral en cilindros rotatorios de la planta Hornos de Reducción perteneciente a la empresa “Comandante Ernesto Che Guevara”.". Tesis de Ingeniería.

- Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2004.
- 21 RODRÍGUEZ-GUZMÁN, G., "Construcción de un transportador de tornillo sin fin para la alimentación del enfriador de mineral a escala piloto del ISMM". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2010.
- 22 RODRÍGUEZ-MORENO, J. A., "Proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido en la empresa "Comandante Ernesto Che Guevara"". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2011.
- 23 SANTANA-PERCEVAL, O., "Evaluación técnico – económica del proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido en cilindros horizontales rotatorios en la empresa "Comandante Ernesto Che Guevara"". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2009.
- 24 SOTTO-GUILARTE, Y., "Influencia de los elementos mecánicos del enfriador horizontal en el proceso de transferencia de calor del mineral reducido en la empresa "Comandante Ernesto Che Guevara"". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2007.
- 25 TABERA-RODRÍGUEZ., Y.; GARCÍA-GUERRERO, R., "Estudio del comportamiento de los coeficientes de transferencia de calor en el proceso de enfriamiento del mineral laterítico a escala piloto". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2006.
- 26 VARGAS -PÉREZ, A., "Evaluación del proceso de transferencia de calor del mineral laterítico reducido en cilindros horizontales rotatorios en la empresa "Comandante René

Ramos Latour""'. Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2008.

27 VARGAS-RAMOS, P. L., "Sistema automático de medición para variables en un enfriador de mineral a escala piloto". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2010.

28 ZALAZAR-OLIVA, C., "Obtención de los parámetros de funcionamiento del enfriador rotatorio a escala piloto del Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa". Tesis de Ingeniería. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2010.

TESIS DE MAESTRÍAS DIRIGIDAS

1 LAMORÚ-URGELLES, M., "Evaluación del proceso de transferencia de calor en el enfriamiento del mineral laterítico para diferentes condiciones de trabajo". Tesis de Maestría. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2008.

2 SPENCER-RODRÍGUEZ, Y., "Identificación del proceso de enfriamiento del mineral en el proceso Caron, con ayuda de Redes Neuronales Artificiales". Tesis de Maestría. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2009.

3 MATOS-CASALS, D., "Evaluación del proceso de enfriamiento del mineral laterítico reducido en cilindros horizontales rotatorios". Tesis de Maestría. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa "Dr. Antonio Núñez Jiménez". Moa-Cuba, 2012.

La investigación, se realizó a través del financiamiento de los proyectos aprobados y ejecutados por el Departamento de Mecánica del Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa, en cooperación con otras entidades:

- Aplicación de la metodología de diseño alemana en Moa. Cuba. Proyecto conjunto Universidad Técnica de Clausthal - Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa. Financiado por el DAAD, Alemania. 2002-2006,
- Modelación y simulación del proceso de enfriamiento de mineral laterítico reducido. Departamento de Física, Facultad de Ciencias, Universidad Nacional Autónoma de México (UNAM). Beca de la Secretaría de Educación Pública de México 2012. “Programa de Cooperación en Materia de Movilidad estudiantil de la Educación Superior México-Cuba”
- Proyecto universitario: Modelación matemática y simulación del proceso de enfriamiento de mineral en cilindros horizontales rotatorios. PU1251. 2012-2013.