

I

**ANÁLISIS Y SÍNTESIS DE LOS SISTEMAS
DE INGENIERÍA**

Modelado del recubrimiento refractario y aislante óptimo de instalaciones de alta temperatura, casos de estudio y esquema general de solución

Modeling of the optimal refractory and insulating recovering of high temperature installations, cases of study and general solution outline

JOSÉ ARZOLA RUIZ¹, OSMEL MARTÍNEZ VALDÉS² Y MARTA PINDER DE FIGUEREDO³

RESUMEN

El presente trabajo describe los fundamentos teóricos de las herramientas prácticas desarrolladas para el diseño del recubrimiento refractario de instalaciones térmicas de alta temperatura. Se expone la realización del Análisis Externo de la tarea a partir del cual se obtiene el modelo conceptual de la tarea de diseño bajo criterios múltiples de revestimientos refractario y aislante para zonas refractarias y aislantes, aisladas y su interacción para la instalación completa. De la estructura del modelo conceptual se deduce la necesidad de una estructura jerárquica participativa de descomposición, lo que conduce a una serie de tareas de optimización de menor complejidad: una tarea de generación de opciones de solución por cada zona y una tarea de composición de soluciones en sustitución de la tarea original. Todas estas tareas son de carácter discreto y en su solución se utiliza el método de Integración de Variables. Algunos casos de estudio se han desarrollado en AutoLisp y OpenDCL para AutoCAD, lo que permite, para cada opción de recubrimiento refractario propuesta la generación, a solicitud del usuario, de la información gráfica asociada, lo que, entre otras posibilidades, permite evaluar factores que pudieran no estar incluidos en el modelo utilizado para la solución de la tarea original.

Palabras clave: optimización bajo criterios múltiples; revestimiento refractario; modelado termo mecánico; sistemas de ingeniería.

ABSTRACT

The present work describes the theoretical foundations of the practical tools developed for the design of the refractory lining of high temperature installations. The realization of the External Analysis of the task is exposed starting from which the conceptual model of the task of refractory and insulating optimal under multiple criteria design of linings is obtained for isolated refractory and insulating zones and its interaction for the complete installation. From the structure of the conceptual model the necessity of a hierarchical participative of decomposition structure is deduced, what leads to a series of smaller complexity optimization tasks for generation solution options for each zone and a task for solutions composition in

¹ Instituto José Antonio Echeverría, La Habana, Cuba

² Empresa "ACINOX INGENIERÍA S.A.", Cuba.

³ Instituto Universitario Tecnológico José Antonio Anzoátegui, Venezuela.

substitution of the original task. All these tasks are of discrete character and in their solution the Integration of Variables method is used. Some study cases have been developed in AutoLisp and OpenDCL for AutoCAD, what allows, for each refractory lining option proposal the generation, to the user's application, the associate graphic information that, among other possibilities, allows to evaluate factors that could not be included in the model used for the solution of the original task.

Keywords: multiple criteria optimization; refractory lining; thermo mechanical modeling; engineering systems.

INTRODUCCIÓN

Aunque en las obras materiales: *Engineering, Science, Processing and Design* [1] y *Materials Selection in Mechanical Design* [2], Ashby desarrolla una metodología de selección de materiales que ha recibido una gran aceptación en la ingeniería de materiales moderna, la que parte del contraste que se deriva de combinar los atributos de los procesos con las propiedades de los materiales, mediante gráficos especiales [5, 6]. Este método, al ser de carácter general, elude conceptos determinantes del diseño de las instalaciones térmicas y es muy utilizado como discriminante para reducir el número de alternativas a evaluar en los problemas de selección de materiales. El proceso de diseño de revestimiento refractorio y aislante para instalaciones térmicas de alta temperatura se realiza, según han fundamentado los autores, sobre la base de variados criterios [4], [5], [6], [7], [8] entre los que se encuentran: minimizar las pérdidas de calor, minimizar espesor total de las zonas y de la instalación en general, minimizar peso total de la masa refractaria. Estos indicadores aunque son atribuibles a la instalación en general, se pueden atribuir también a cada zona tomada aisladamente. Existen otros indicadores que tienen carácter sistémico y se refieren a la instalación total: reducir el estrés térmico en el revestimiento y minimizar la tensión resultante entre el revestimiento y la chapa metálica [9], requisito de igualdad de espesores de las diferentes zonas, velocidad de los gases y presión interna de la instalación como resultado de la combinación de espesores como puede ocurrir en hornos de calentamiento, fusión o deshumedificación. Los criterios señalados, tanto para cada zona como para la instalación en general están vinculados a la selección de los materiales para la construcción del revestimiento y de sus espesores.

La selección de materiales es un proceso complejo que requiere de la consideración de las características de los materiales disponibles, al tomar en cuenta la relación entre las características de trabajo de la zona a revestir y sus propiedades (por ejemplo [10]).

En la figura 1 se muestran las diferentes zonas de una cazuela metalúrgica.

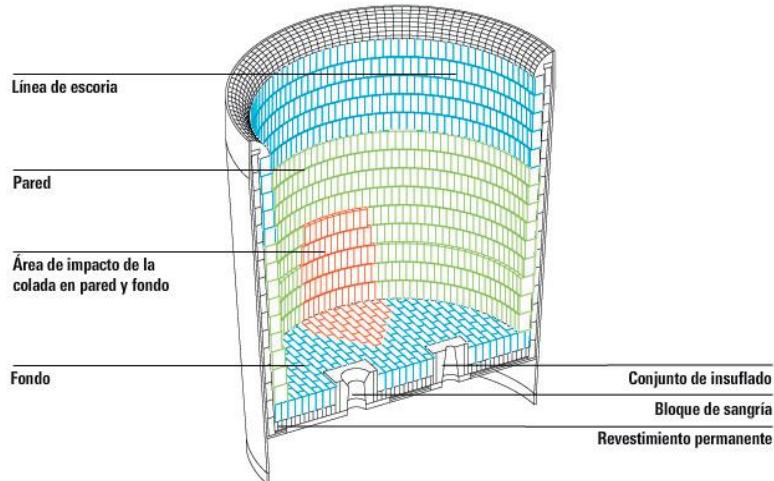


Figura 1. Zonas del revestimiento en las cazuelas metalúrgicas

RESULTADOS Y DISCUSIÓN

1. Optimización del revestimiento refractorio de una zona de una instalación de alta temperatura

En correspondencia con el ejemplo optimización del espesor de paredes refractarias planas en la obra [4], se requiere determinar los materiales y el espesor de una pared refractaria y aislante de n capas compuesta de ladrillos, asegurando el mejor compromiso posible entre los indicadores de eficiencia los que, como caso particular, se señalan: Espesor total (z_1), costo material (z_2), densidad del flujo calórico (z_3), temperatura externa (z_4) [4]. A estos criterios se les puede añadir otros, incluyendo los señalados en la presente ponencia. Se aplica la metodología de Análisis y Síntesis de Sistemas de Ingeniería desarrollado por el autor principal de este trabajo [4]. En la figura 2 se ilustra el análisis externo de esta tarea.

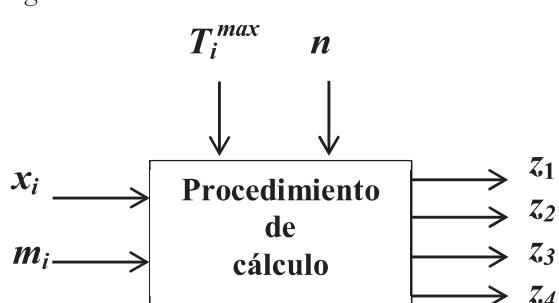


Figura 2. Representación del Análisis externo de una zona

En la figura se simboliza como:

Variables de coordinación:

T_1^{\max} : temperatura interna máxima de la zona.

n : cantidad de capas decidida para la zona

Variables de decisión

x_i : espesor adoptado por la capa i de la zona de la instalación.

m_i : material seleccionado para la capa i de la zona de la instalación.

Indicadores de eficiencia:

$z_1(x) = x_1 + x_2 + \dots + x_n$: espesor total de la pared.

$z_2(x) = c_1 x_1 + c_2 x_2 + \dots + c_n x_n$: Costo material de la pared.

$z_3(x) = q$: Densidad del flujo calórico a través de la pared.

$z_4(x) = T_{n+1}$: Temperatura externa de la pared.

c_i : Costo de la unidad de volumen del material utilizado en la capa i .

Aunque se le asigna por comodidad el carácter de variable de coordinación a la cantidad de capas n de la zona, esta variable es de decisión. La tarea de optimización asociada puede, no obstante, ser solucionada para diferentes valores de n .

Formalización matemática de la tarea de optimización del recubrimiento refractario, asociada al análisis [4]:

$$\text{Minimizar: } Z = \max \left\{ w_1 \frac{|z_1 - z_1^d|}{|z_1^d|}, w_2 \frac{|z_2 - z_2^d|}{|z_2^d|}, w_3 \frac{|z_3 - z_3^d|}{|z_3^d|}, w_4 \frac{|z_4 - z_4^d|}{|z_4^d|} \right\} \quad (1)$$

Donde:

w_1, w_2, w_3, w_4 : Coeficientes que reflejan la importancia concedida a los indicadores z_1, z_2, z_3, z_4 , respectivamente.

$z_1^d, z_2^d, z_3^d, z_4^d$: Valores deseados de los correspondientes.

Se debe asegurar el cumplimiento de las siguientes restricciones:

$$T_i \leq T_i^{\max} (m_i), \quad i=2, \dots, n \quad (2)$$

$$0 \leq x_i \leq x_i^{\max}, \quad i=1, \dots, n \quad (3)$$

$$x_i \in (d_i^1, \dots, d_i^{k_i}), \quad i=1, \dots, n \quad (4)$$

$$m_i \in M_i \quad (5)$$

Donde:

T_i : Temperatura interna del punto de la capa i más próximo al ambiente aislado.

M_i : conjunto de materiales seleccionados como candidatos a ser utilizados en la capa i .

$x_i^{\max}, T_i^{\max}(m_i)$: Valores máximos del espesor y la temperatura, respectivamente, del material m_i de la pared, sin afectar sus propiedades físicas.

d_i^k : Espesor de la capa i de la pared, en la variante k de disposición de los ladrillos.

Las restricciones (2) establecen que no puede ser superado el valor máximo de temperatura de la capa i sin afectación de las propiedades físicas del material m_i .

Las restricciones (3) establecen que el espesor de las capas debe encontrarse entre los valores límites permitidos.

Las restricciones (4) establecen que el espesor de cada capa debe adoptar uno de los d_i posibles valores, de acuerdo con las variantes permitidas de disposición de los ladrillos.

Las restricciones (5) indican que los materiales de la capa i tienen que ser seleccionados del conjunto de materiales previstos para esa capa.

La determinación de q y de $T_i, i = 1, \dots, n+1$ para valores conocidos de x_i , se realiza con ayuda de un procedimiento de cálculo de carácter implícito .

Los valores mínimos posibles del espesor de las capas y del costo de materiales de la pared son, evidentemente, iguales a cero lo que equivale a la inexistencia de pared refractaria, por lo que el decisor siempre puede (y debe) elegir valores mínimos deseables de estas magnitudes. De igual forma, los valores mínimos posibles de la densidad del flujo calórico a través de la pared y de la temperatura externa son también iguales a cero y se corresponden con la existencia de una pared infinitamente grande, de ahí que el decisor siempre puede (y debe) elegir valores mínimos deseables de estas magnitudes.

A partir de los valores deseables inicialmente seleccionados, el decisor inicia el muestreo de la región de soluciones eficientes, precisando en cada nueva iteración nuevos valores deseables para estas magnitudes. Utilizando los métodos adecuados, en particular los heurísticos, es posible generar una población de opciones de solución por capas entre las que se puede seleccionar la que mejor satisface los requisitos del modelo de toma toda la instalación.

En [6] se expone, paso a paso, un algoritmo de solución a este problema. En adelante, se brindan los últimos resultados obtenidos por los autores en el modelado vinculado al diseño óptimo, varios criterios múltiples de la tarea estudiada en la ponencia [4], [5], [6], [7].

2. Estructura del modelo de optimización del revestimiento refractario de una instalación de alta temperatura

Un modelo matemático para el diseño del recubrimiento refractario y aislante tiene, dado su carácter de sistema, necesariamente la siguiente estructura matemática:

$$\text{Minimizar } Z = \sum Z_j + \varepsilon \quad (6)$$

Asegurando las restricciones (2) – (5) para todas y cada una de las zonas de la instalación más el conjunto de las interacciones entre las zonas que determinan restricciones adicionales.

La estructura de modelos que se corresponden con la interrelación entre zonas indicadas es la conocida como jerárquica participativa [3, 4] de acuerdo al siguiente esquema:

La descomposición desarrollada se muestra en el diagrama de la figura 2, en que el sistema se compone de una tarea de optimización de mayor nivel, la cual establece tareas (Y_1, Y_2, \dots, Y_n) a los n niveles inferiores, encargados de solucionar una tarea de optimización de menor complejidad que asegure un conjunto de opciones de revestimiento (Or_1, Or_2, \dots, Or_n) próximas al mejor compromiso entre los indicadores de eficiencia de las tareas locales. A partir de las opciones generadas, el sistema

selecciona aquellas combinaciones (O_r) que minimizan el criterio Z^* y aseguran las restricciones U_s establecidas por el sistema de mayor nivel.

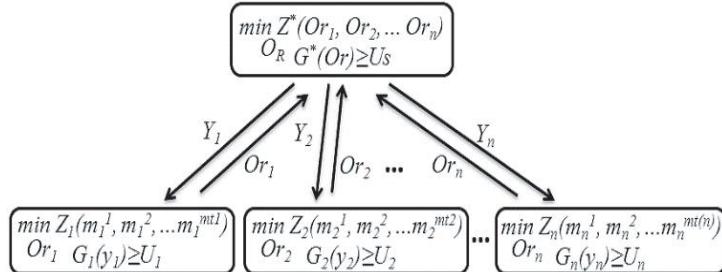


Figura 3. Representación general de la descomposición de la tarea de selección de revestimiento por zonas

En la figura Or_j constituye un espacio de soluciones próximas a la óptima de la zona j de acuerdo al modelo correspondiente a esa zona. El nivel superior selecciona entre todos los espacios Or_j aquella combinación de opciones que mejor satisface el modelo de la instalación completa.

3. Optimización del revestimiento refractorio de cazuelas metalúrgicas.

La selección de materiales refractarios y aislantes para cazuelas metalúrgicas es objeto de numerosas investigaciones encaminadas a reducir los gastos de montaje, los costos de elaboración del acero, las pérdidas térmicas excesivas, el exceso de peso y la deformación irreversible de la carcasa metálica a partir de la utilización racional de los materiales empleados en su producción, entre otros. Su evolución constante, junto con las mejoras continuas de los procedimientos de ingeniería, han propiciado diversas formas para buscar alternativas de solución al problema de la selección de materiales.

Esta diferenciación de materiales por zonas está dada a su vez por las características del metal y su escoria [12], además de las propias características del proceso productivo como es el caso de la zona de impacto de la colada [11], [12], [13], donde predomina la tendencia de utilizar materiales de gran densidad y resistencia a la abrasión o mayor espesor para amortiguar el desgaste.

Para obtener un comportamiento adecuado de estos materiales en cada una de las zonas mencionadas, se requiere de materiales con características especiales de resistencia a altas temperaturas, resistencia al ataque químico, a la abrasión del metal y la escoria, así como de resistencia al paso del calor. Estas características, por lo general, se logran con la combinación de materiales refractarios y aislantes en forma de capas [14], [15]; para ello es necesario conocer las propiedades químico-físicas de cada uno de los materiales disponibles. Esta caracterización es vital para el proceso de diseño, pues permite construir conjuntos de materiales útiles por zonas, que

excluye de estos conjuntos los materiales inapropiados, al tener en cuenta las condiciones de diseño.

En la práctica existe la tendencia de analizar solo la refractariedad del material, sin tener en cuenta el medio de trabajo del material y las particularidades del proceso de fusión. En la tarea de diseño estudiada es necesario seleccionar adecuadamente los posibles materiales para el revestimiento en cada zona de trabajo de la cazuela, según [17]:

Temperatura de trabajo: considera la refractariedad del material a utilizar.

Cambios bruscos de temperatura y continuidad de la operación: considera la resistencia térmica.

Tipo de combustible, compatibilidad química: considera las reacciones entre los productos de la combustión, el combustible y el refractario.

Tipo de metal: considera la compatibilidad química y resistencia a las escorias.

Abrasión causada por el material o escoria: considera la resistencia a las escorias, compatibilidad química y la resistencia al desgaste.

Formas y métodos de colocación del ladrillo: considera las holguras y espacios provocados por la propia configuración del material conformado en su colocación con la geometría de la cazuela.

Dimensiones del agregado, estructura metálica y soportes: considera la resistencia a la deformación geométrica de las paredes por la dilatación del revestimiento.

Tomar en cuenta estos factores permite proteger la chapa de la cazuela del ataque químico del metal líquido y las escorias, garantiza un adecuado aislamiento del agregado al reducir las pérdidas de calor al medio y proteger la carcasa cilíndrica de la deformación durante el proceso, y evitar el consumo de materiales y la reducción de espacio de trabajo [18]. Todo esto garantiza el buen funcionamiento del proceso productivo.

Existen otros factores de carácter tecnológico que influyen notablemente en la durabilidad del revestimiento; su comportamiento debe ser tomado en consideración a la hora de analizar el diseño. En [16] se hace un análisis exhaustivo de estos factores, entre los que se destacan: la calidad de la escoria, la presencia de oxígeno en el baño metálico, conjunto juntas-bloques de las cazuelas, regímenes de secado y calentamiento, así como el parcheo a máquina, entre otros.

Todo lo mencionado anteriormente permite la selección de materiales candidatos para la construcción del revestimiento. Sin embargo, la determinación de la idoneidad de un material refractario en particular, contempla tres factores asociados al diseño general de la cazuela [20].

La correspondencia de los materiales refractarios con las características del metal a fabricar. Se considera el carácter ácido o básico del material empleado para su compatibilidad con el proceso de elaboración, así como otras propiedades propias del material: aislamiento, estanqueidad, reactividad, etc.

El costo global, considera tanto el precio de adquisición como el costo de instalación y la duración del mismo (consumo de refractario y consumo energético asociado).

Impacto medioambiental de las emisiones durante la fase de calentamiento, centrándose los estudios en el secado y precalentamiento de las cazuelas tras el cambio de su revestimiento de refractario.

Las características del metal a fabricar pueden exigir la utilización de materiales con elevada calidad, fundamentalmente en el caso de aleaciones especiales [21]. La determinación del revestimiento según los costos, así como el impacto ambiental, requieren de una caracterización termo-mecánica de la cazuela, la cual permite, entre otros aspectos, determinar con precisión los parámetros constructivos del revestimiento [14], [15], [22]. Por esto es necesario definir el modelo correspondiente a cada criterio de diseño a tener en cuenta para dar cumplimiento a la tarea planteada en este trabajo.

A pesar de las contribuciones importantes realizadas en los últimos años sobre el modelado termo mecánico de la cazuela, se evidencia un déficit de bibliografía referida en particular a este tema. En los trabajos referidos, se nota la tendencia a la utilización de los métodos de elementos finitos y de diferencias finitas asociados o implementados en Sistemas CAD para los cálculos del comportamiento del revestimiento sobre la carcasa. Esta tendencia debe ser considerada, al tomar en cuenta las posibles ventajas y desventajas de estos métodos, sobre todo en la evaluación de las posibles opciones de diseño.

En los próximos acápite se expone las principales formulaciones asociadas al modelado matemático de los principales procesos termo-mecánico adecuado, según el criterio del autor, a la formulación de la tarea de diseño tratada en este trabajo y según la actualidad de la bibliografía consultada.

Modelado térmico del revestimiento para cazuelas metalúrgicas.

En el orden productivo, el control de la temperatura en el baño metálico y la distribución de temperatura en el revestimiento de la cazuela son esenciales para mejorar la productividad y la calidad del proceso. La realización correcta del modelado matemático de los fenómenos térmicos permite realizar la simulación del proceso de modo confiable, lo que resulta, además, especialmente importante en la selección de materiales y las dimensiones del revestimiento mediante la aplicación de técnicas de optimización [18].

La realización de un correcto modelado térmico del revestimiento en las cazuelas metalúrgicas requiere del estudio de las principales leyes de la termodinámica involucradas, particularmente las correspondientes a los fenómenos de transferencia de calor [23], [24], [25]. Los modelos térmicos para las cazuelas metalúrgicas pueden ser clasificados de acuerdo a las ecuaciones básicas en cuatro grupos [24], [25]:

Modelos térmicos basados en las ecuaciones de la conducción térmica estacionaria.

Modelos térmicos basados en las ecuaciones de la conducción térmica no estacionaria con temperatura constante en el interior de la cazuela, al tener en cuenta las condiciones de contorno de primera especie [26] [27].

Modelos térmicos basados en las ecuaciones de la conducción térmica no estacionarios, al considerar el intercambio por convección del baño metálico con el revestimiento de la cazuela, y la condición de contorno de tercera especie [27].

Modelos térmicos basados en las ecuaciones de análisis experimental.

Para lograr una descripción completa de los procesos térmicos en las cazuelas [28], se necesita de la elaboración de dos modelos generales fundamentales. En primer lugar, un modelo basado en las ecuaciones de la conducción térmica estacionaria, junto con un segundo modelo basado en las ecuaciones de la conducción térmica no estacionaria donde se apliquen las condiciones de contorno de primera y tercera especie. Es imposible considerar todas las condiciones pertinentes de la transferencia de calor, por lo que se realiza determinadas consideraciones. En los modelos térmicos para las cazuelas metalúrgicas se ha establecido las siguientes suposiciones: No existen gradientes locales de temperatura en el baño metálico, (temperatura homogénea).

En la pared de la cazuela, el calor fluye solo en dirección radial (la altura de la pared >> espesor de la pared).

En la parte inferior de la cazuela y la escoria, el flujo de calor se produce únicamente en la dirección axial (diámetro >> espesor del fondo y la escoria).

A partir de lo anterior, se formula en [6], [7] el siguiente modelo de optimización para la selección del revestimiento refractario de las cazuelas metalúrgicas según el programa matemático (7)-(16).

$$\underset{O_R}{\text{Minimizar}} \left\{ \max \left[w_1 \left| \frac{C_t - C_t^d}{C_t^d} \right|, w_2 \left| \frac{Q_t - Q_t^d}{Q_t^d} \right|, w_3 \left| \frac{P_t - P_t^d}{P_t^d} \right| \right] \right\} \quad (7)$$

Asegurando el cumplimiento de las restricciones:

$$x_{ij} \in (d_{ij}^1, \dots, d_{ij}^k), \quad i=1, \dots, cz; \quad j=1, \dots, nc \quad (9)$$

$$T_{ij} \leq T_{ij}^{\max}(m_{ij}), \quad i=1, \dots, cz; \quad j=1, \dots, nc \quad (10)$$

$$\Delta T_{ij} \leq \Delta T_{ij}^{E\max}(m_{ij}, x_{ij}), \quad i=1, \dots, cz; \quad j=1, \dots, nc \quad (11)$$

$$(\delta_i^b - \delta_i^s)^2 \leq \delta, \quad i \in I \quad (12)$$

$$B \geq B^{\min} \quad (13)$$

$$h_c \geq h^{\min} \quad (14)$$

$$m_{ij} \in M_{ij} \subset M_i \subset M \quad (19)$$

$$x_{ij} \in X_{ij} \subset X_j \subset X \quad (16)$$

donde O_R es el conjunto de opciones de revestimiento, y w_1 , w_2 y w_3 son los coeficientes que reflejan la importancia concedida a los indicadores respectivos. Los coeficientes de peso w_e se normalizan mediante la restricción (17), l es el número total de indicadores.

$$\sum_{e=1}^l w_e = 1, \quad w_e \in R, \quad 0 \leq w_e \leq 1, \quad l = 1, \dots, e \quad (17)$$

El costo total del revestimiento, C_t , viene determinado por:

$$C_t = \sum_{i=1}^{cz} \sum_{j=1}^{nc} C_{ij} x_{ij} \quad (18)$$

donde cz es el número total de zonas, nc es el número total de capas de materiales m por zona, C_{ij} es el costo por unidad de volumen del material en la zona i de la capa j , x_{ij} es el espesor del material correspondiente y C^d es el costo total deseado del revestimiento.

Las pérdidas totales de calor, Q_t , se determinan mediante:

$$Q_t = \sum_{i=1}^{cz} q_i A_i \quad (19)$$

donde q_i es la densidad de flujo calórico en la zona i , A_i es el área de intercambio con el medio exterior correspondiente y Q^d son las pérdidas totales de calor deseadas, a través de la carcasa de la cazuela.

El peso total del revestimiento, P_t , viene determinado por:

$$P_t = \sum_{i=1}^{cz} \sum_{j=1}^{nc} V_{ij} \rho_{ij} \quad (20)$$

donde V_{ij} es el volumen del material de la zona i en la capa j , ρ_{ij} es la densidad del material correspondiente, P^d es el peso deseado del revestimiento, x_{ij}^{min} es el espesor mínimo establecido de la capa j en la zona i , x_{ij} es el espesor, x_{ij}^{max} es el espesor máximo correspondiente, d_{ij}^k son los valores discretos (cuando se utilizan conformados) de los espesores hasta k combinaciones de valores de las capas en las zonas, T_{ij} es la temperatura interna de la capa i , T_{ij}^{max} son los valores máximos de trabajo de los materiales m_{ij} respectivos, ΔT_{ij} es la diferencia de temperatura en las caras interna y externa de la capa j en la zona i , ΔT_{ij}^{Emax} es la diferencia de temperatura máxima permisible a la cual el material no está en peligro de fractura por estrés, δ_{ij} es la dilatación radial del revestimiento por zona, δ_i es la dilatación radial de la chapa de la cazuela por zona, I es el conjunto de zonas pertenecientes a la pared lateral de la cazuela, δ es un valor permisible de diferencia de dilatación, B es la cantidad de metal calculada, B^{min} es la cantidad de metal que hay que asegurar en la cazuela, b_c es la reserva de altura metalúrgica calculada, b^{min} es la altura de reserva metalúrgica mínima requerida, M es el conjunto de materiales asociados a una capa en una zona y X es el conjunto de espesores permitidos para cada capa en cada zona.

4. Optimización del revestimiento refractorio de hornos de cabina para la deshumidificación del crudo

La deshidratación del crudo constituye un proceso indispensable de la producción petrolera, ya que el crudo de formación viene acompañado por el agua, y las exigencias del mercado nacional e internacional limitan rígidamente el contenido de agua y sedimentos. Esta deshidratación se realiza en Venezuela principalmente en el caso particular de Hornos de Llama, en los denominados Hornos de Cabina.

Actualmente, en los campos petroleros, el crudo es tratado en las estaciones de descarga, atendiendo a un proceso de deshidratación, con la finalidad de cumplir las cuotas asignadas de producción y la entrega de un producto de alta calidad.

Los hornos de cabina constituyen un caso particular de los hornos de llama, caracterizados por la presencia de una zona de estrangulamiento, por la cual circulan los gases de combustión a gran velocidad, lo que permite la captación complementaria de la energía de éstos hacia los tubos por los que circula el crudo a calentar por convección, mejorando el ciclo de transmisión de calor y, por ende, la eficiencia.

En ellos se distinguen dos secciones de calentamiento claramente diferenciadas, una sección de radiación y una sección de convección, según sea la forma de calentamiento predominante [29], [30], [31]. Como transición entre ambas, existe una pantalla de radiación (Shield), compuesta por unos pocos tubos colocados antes de la sección de convección, que reciben calor tanto por radiación como por convección. El objeto calentado está constituido por caudal de hidrocarburo crudo, proveniente de los separadores de gas, hidrocarburo y, en algunos casos, la separación parcial de agua, ubicados a continuación de los pozos de extracción. Este producto intermedio se denomina, en adelante, mezcla líquida agua-crudo y, para simplificar, mezcla líquida. En este caso particular se utiliza, en calidad de combustible, el gas natural proveniente de los extractores del proceso de separación del crudo. El poder calórico de los gases naturales varía como promedio desde 33,6 hasta 43 MJ/m³ (desde 8000 hasta 10200 kcal/m³). La fuente de la ineficiencia está conformada por las pérdidas de calor en las paredes del horno (un 2% es valor aceptable en el diseño) y las pérdidas en los gases producidos [7]. La mayor dilución con aire de los gases calientes hace que, por un lado, baje la temperatura adiabática de llama con lo cual disminuye la fracción de calor absorbido en la zona radiante, que depende fundamentalmente de la cuarta potencia de la temperatura de esta, más que de la cantidad de gases. Por otro lado, en la zona convectiva aumenta el rendimiento, por ser mayor la temperatura y el caudal de gases producto de la combustión; pero este aumento de rendimiento en la zona de convección no pareciera ser suficiente para compensar las pérdidas en la zona de radiación. Además, si los gases salen a la chimenea con mayor temperatura el rendimiento neto disminuye.

La fuerza que un fluido en movimiento ejerce sobre un cuerpo en la dirección del flujo se denomina resistencia al movimiento. La fuerza de resistencia al movimiento se debe a los efectos combinados de la presión y de las fuerzas cortantes sobre la pared en la dirección del flujo [7].

En la figura 4 aparece una vista general de un horno de cabina.

La determinación del revestimiento refractario y sus parámetros constructivos óptimos en las zonas del horno implica, un aporte al ahorro de materiales y energía en el proceso de deshumidificación del crudo y un primer paso indispensable para enfrentar el diseño óptimo multiobjetivo de los hornos de Cabina.

Los materiales refractarios y aislantes deben ser evaluados para distintas condiciones de trabajo en los hornos de cabina en las condiciones de trabajo de los yacimientos de crudo. Por tanto, se requiere disponer de herramientas que permitan evaluar el

comportamiento de estos materiales para condiciones de diseño dadas por la tecnología y las características propias de los yacimientos.

Al igual que en el caso de estudio anterior, se parte de la aplicación de la metodología de Análisis y Síntesis de Sistemas de Ingeniería [3], [4], la necesidad de utilizar el Análisis Multicriterial para el diseño de revestimientos refractarios y establece los indicadores de eficiencia de carácter general para la selección de materiales, de forma tal que en la solución siempre se encuentre una relación de compromiso adecuada de sus indicadores.

Partiendo de estos criterios como base de análisis para el problema de la selección de materiales, se propone a continuación la siguiente estructura de modelo matemático conceptual para el diseño óptimo bajo criterios múltiples del aislamiento térmico en Hornos de Cabinas para la deshumidificación del crudo, para cada zona:

Minimizar:

$$\max \left[w_1 \left| \frac{C_t - C_t^d}{C_t^d} \right|, w_2 \left| \frac{Q_t - Q_t^d}{Q_t^d} \right|, w_3 \left| \frac{P_t - P_t^d}{P_t^d} \right| \right] \quad (21)$$

Asegurando el cumplimiento de las restricciones:

$$x_{ij}^{\inf} \leq x_{ij} \leq x_{ij}^{\sup}; i = 1, \dots, cz; j = 1, \dots, nc(i) \quad (22)$$

$$x_{ij} \in (d_{ij}^1, \dots, d_{ij}^k); i = 1, \dots, cz; j = 1, \dots, nc(i) \quad (23)$$

$$T_{ij} \leq T_{ij}^{\sup}(m_{ij}); i = 1, \dots, cz; j = 2, \dots, nc(i) \quad (24)$$

$$\Delta T_{ij} \leq \Delta T_{ij}^{\sup}(m_{ij}); i = 1, \dots, cz; j = 1, \dots, nc(i) \quad (25)$$

$$m_{ij} \in M_{ij}; M_{ij} \subset M_i \subset M \quad (26)$$

$$\sum_{i=1}^l w_e = 1 \quad (27)$$

El costo total del revestimiento C_t es determinado por la expresión 28

$$C_t = \sum_{i=1}^{cz} \sum_{j=1}^{nc(i)} C_{ij} x_{ij}$$

(28)

$$Q_t = \sum_{i=1}^{nc(i)} q_i A_i \quad (29)$$

Peso total del revestimiento P_t es determinado por:

$$P_t = \sum_{i=1}^{cz} \sum_{j=1}^{nc} V_{ij} \rho_{ij}$$

(30) Con ayuda del modelo (21)-(26) se generan las opciones O_r para las zonas j del horno de Cabina. La tarea consiste en encontrar las opciones de revestimientos O_r que minimicen la función objetivo (21) asegurando el cumplimiento de las restricciones (2.2)-(2.6).

Las restricciones (22) establecen que el intervalo de valores de los espesores de las capas j de cada sección i está restringido por valores inferior y superior determinado por el decisor.

Las restricciones (23) determinan que los espesores de las capas j constituidas por ladrillos deben seleccionarse entre los determinados por un conjunto de valores

posibles, dados por condiciones de estabilidad mecánica de la pared, para cada sección i.

Las restricciones (24) fijan que los valores de temperatura que pueden ser alcanzados en cada capa j de cada sección i no pueden superar los valores de temperatura máxima admitidos por el material de esa capa sin que varíen sus propiedades.

Las restricciones (25), establecen que los valores de diferencia de temperatura entre el punto de menor temperatura y el de mayor temperatura que pueden ser alcanzados en cada capa j de cada sección i no pueden superar el intervalo de valores a los que se fractura el material por diferencia de dilatación en la capa.

Las restricciones (26) determinan que los materiales a ser seleccionados para cada capa k de cada sección i tienen que pertenecer al conjunto de ellos determinados por el decisor, para esa capa de esa sección.

En calidad de restricción sistémica en el caso estudiado se adiciona a las restricciones (22) - (26) el requisito de la compatibilidad de espesores capas desde $j = 2$ hasta $j=4$, el que se expresa de la forma siguiente:

$$k_j \sum_{i=2}^{i=nc} x_{ij} = \sum_{i=2}^{i=nc} x_{i,j-1} \quad (31)$$

Donde el coeficiente k_j establece la relación dimensional entre la capa j y la anterior $j-1$. En el paso de la zona 2 (de radiación) a la zona 3 (convectiva) este coeficiente es igual a 1 mientras que en el paso de la zona 3 a la zona 4 (extracción de gases) el coeficiente depende del ángulo de paso de la zona 3 a la 4.



Figura 4. Vista general de un horno de cabina

5. Optimización del revestimiento refractorio de hornos de cabina para hornos de reverberos de fusión de aluminio.

A pesar de las experiencias de firmas de diseño de este tipo de hornos, en las que se logra resultados satisfactorios al emplear paredes monolíticas [32], la tendencia predominante consiste en dividir el horno en zonas y diseñar el revestimiento de acuerdo con las condiciones de trabajo (figura 5), las cuales se distinguen por su función y posición en el agregado de la siguiente forma:

Zona de trabajo (Pared): Está sometida al contacto directo con el metal líquido.

Pared y piso de seguridad: Además de constituir un aislamiento térmico complementario, impide que en un tiempo breve el metal líquido llegue a la chapa metálica, una vez erosionado el revestimiento refractorio.

Fondo o piso de trabajo: Es el componente que presenta el primer contacto con el metal a elevadas temperaturas y trabaja en contacto directo con el mismo.

Piquera de colada: Permite la evacuación del metal líquido del horno hacia otros contenedores u hornos de afino.

Techo: Es el material refractario que permite mantener la temperatura estable en la cámara del horno.

Rampa: Tiene como función además de contener el metal, proporcionar un deslizamiento a la carga para reducir los esfuerzos e impactos que se generan.

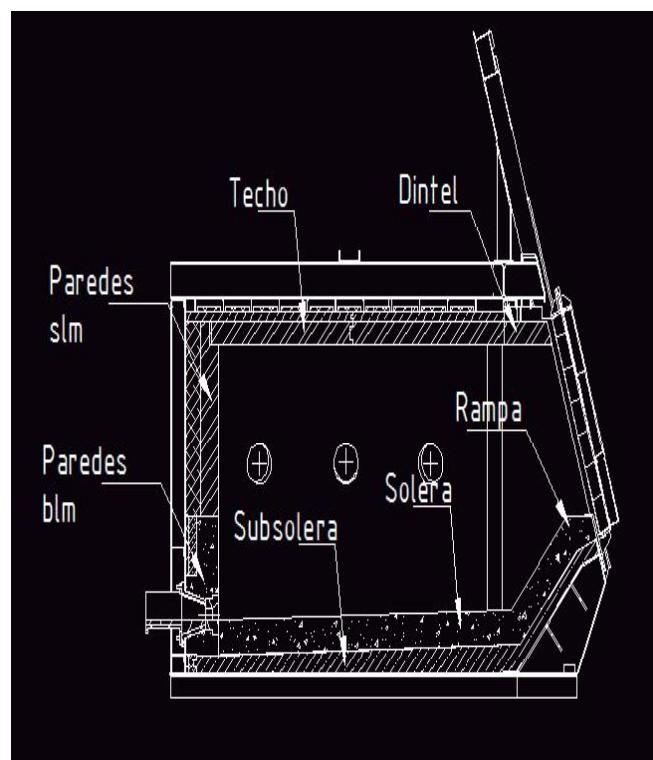


Figura 5. Zonas del revestimiento en los hornos metalúrgicos

Para obtener un comportamiento adecuado de los materiales en cada una de las zonas, se requiere de materiales con características especiales de resistencia a altas temperaturas, resistencia al ataque químico, a la abrasión del metal y la escoria, así como de resistencia al paso del calor. Estas características, por lo general, se logran con la combinación de materiales refractarios y aislantes en forma de capas; para ello es necesario conocer las propiedades químico-físicas de cada uno de los materiales disponibles [10], [22]. Esta caracterización es vital para el proceso de diseño, pues permite construir conjuntos de materiales útiles por zonas, que excluyen de estos conjuntos los materiales inapropiados, al tener en cuenta las condiciones de diseño. En la práctica existe la tendencia de analizar solo las características relacionadas al intercambio de calor del material, sin tener en cuenta el medio de trabajo del material y las particularidades del proceso de fusión.

En el estudio previo realizado en el Capítulo I, se evidencia la tendencia a considerar el diseño del revestimiento según la zona de trabajo, a pesar de esto en cada una de estas zonas se persigue la minimización de los indicadores de eficiencia planteados en esta tarea. De esta forma se puede definir como objetivo minimizar una función Z , de modo que se busque una relación de compromiso entre los múltiples indicadores de eficiencia con la utilización de la distancia de Tchebycheff para evaluar la proximidad con los comportamientos deseados de cada uno de ellos. Esta relación se formula según el programa matemático siguiente:

Minimizar

Or

$$\max \left[w_1 \left| \frac{C_t - C_t^d}{C_t^d} \right|, w_2 \left| \frac{Q_t - Q_t^d}{Q_t^d} \right|, w_3 \left| \frac{P_t - P_t^d}{P_t^d} \right|, w_4 \left| \frac{W(S_2) - W^d}{W^d} \right| \right] \quad (32)$$

$$x_{ij}^{inf} \leq x_{ij} \leq x_{ij}^{sup}; i = 1, \dots, cz; j = 1, \dots, nc(i) \quad (33)$$

$$x_{ij} \in (d_{ij}^1, \dots, d_{ij}^k); i = 1, \dots, cz; j = 1, \dots, nc(i) \quad (34)$$

$$T_{ij} \leq T_{ij}^{sup}(m_{ij}); i = 1, \dots, cz; j = 2, \dots, nc(i) \quad (35)$$

$$\Delta T_{ij} \leq \Delta T_{ij}^{sup}(m_{ij}); i = 1, \dots, cz; j = 1, \dots, nc(i) \quad (36)$$

$$m_{ij} \in M_{ij} ; M_{ij} \subset M_i \subset M \quad (37)$$

$$[\sigma(m_{11}, \dots, m_{1r}, x_{11}, \dots, x_{1r})] \geq \sigma_{din} \quad (38)$$

$$\sum_{i=1}^l w_e = 1 \quad (39)$$

Donde

Or es el conjunto de opciones de revestimiento, w_1 , w_2 , w_3 y w_4 son los coeficientes que reflejan la importancia concedida a los indicadores respectivos. Los coeficientes de peso w_e se normalizan mediante la restricción (39), $l=4$ es el número total de indicadores.

$r = |M_{ij}|$: cantidad total de materiales opcionales previstos para la capa j de la zona i . La función $[\sigma(m_{11}, \dots, m_{1r}, x_{11}, \dots, x_{1r})]$: se describe mediante

procedimiento de cálculo de la tensión admisible de los materiales que componen la solera, incluyendo la capa de aluminio depositada sobre la solera.

σ_{din} : carga dinámica que ejerce los trozos de materia prima al caer sobre la solera.

C_t : Costo total del revestimiento determinado por la expresión

$$C_t = \sum_{i=1}^{cz} \sum_{j=1}^{nc(i)} C_{ij} A_i x_{ij} \quad (40)$$

cz es el número total de zonas

Se establece la siguiente clasificación de las zonas del horno:

Solera - zona 1

Paredes laterales y frontales bajo línea de metal – zona 2

Paredes laterales y frontales por sobre línea de metal – zona 3

Puerta del horno - zona 4

Bóveda – zona 5

$nc(i)$ es el número total de capas de materiales de la zona i

C_{ij} es el costo de la unidad de volumen del material en la zona i de la capa j

A_i es el área cubierta por la zona i del horno

x_{ij} es el espesor del material correspondiente

C^d es el costo total en materiales deseado del revestimiento

Q_t : Pérdidas totales de calor determinadas mediante

$$Q_t = \sum_{i=1}^{nc(i)} q_i A_i \quad (41)$$

Donde q_i es la densidad de flujo calórico en la zona i

Q_d son las pérdidas totales de calor deseadas (nivel superior de aspiración) en la carcasa del horno.

P_t : Peso total del revestimiento determinado por:

$$P_t = \sum_{i=1}^{cz} \sum_{j=1}^{nc} V_{ij} \rho_{ij} \quad (42)$$

V_{ij} es el volumen del material de la zona i en la capa j

ρ_{ij} es la densidad del material correspondiente

P_d es el peso deseado del revestimiento

$W(S_2)$: Capacidad de carga metálica del horno, la que es función del espesor de las paredes laterales

x_{ij}^{inf} es el espesor mínimo admitido de la capa j en la zona i

x_{ij} es el espesor del material refractario o aislante de la capa j en la zona i

x_{ij}^{sup} el espesor máximo admitido en la capa j de la zona i

d_{ijk} valores discretos admisibles de los espesores hasta k posiciones admisibles de ellos en la capa j de la zona i

T_{ij} es la temperatura interna de la capa j en la zona i

T_{ij}^{sup} valores máximos admisibles de trabajo de los materiales m_{ij} respectivos

ΔT_{ij} es la diferencia de temperatura en las caras interna y externa en la capa j de la zona i .

ΔT_{ij}^{sup} es la diferencia de temperatura máxima permisible a la que el material no sufre peligro de fractura por estrés

La tarea consiste en encontrar las opciones de revestimientos Or que minimicen la función objetivo (32) asegurando el cumplimiento de las restricciones (32)-(38).

Las restricciones (32) establecen que el intervalo de valores de los espesores de las capas j de cada zona i está restringido por valores inferior y superior determinado por el decisor

Las restricciones (33) establecen que los espesores de las capas j que están constituidas por ladrillos deben seleccionarse entre los determinados por un conjunto de valores posibles, dados por condiciones de estabilidad mecánica de la pared, para cada zona i .

Las restricciones (34) establecen que los valores de temperatura que pueden ser alcanzados en cada capa j de cada zona i no pueden superar los valores de temperatura máxima que admite el material de esa capa sin que varíen sus propiedades.

Las restricciones (25) establecen que los valores de diferencia de temperatura entre el punto más frío y el más caliente que pueden ser alcanzados en cada capa j de cada zona i no pueden superar el intervalo de valores a los que se fractura el material por diferencia de dilatación en la capa.

Las restricciones (36) establecen que los materiales que pueden ser seleccionados para cada capa k de cada zona i tienen que pertenecer al conjunto de ellos, determinados por el decisor, para esa capa de esa zona.

Las restricciones (37) establecen que los espesores totales de los recubrimientos de la pared lateral bajo la línea de metal (zona 2) tienen que ser igual, por razones de estabilidad mecánica, al espesor de la pared lateral sobre la línea de metal (zona 3).

La restricción (38) establece que la resistencia mecánica de la solera (zona1) debe ser superior a una cota inferior límite, determinada por las condiciones de operación.

La relación establecida en (31), modela el propósito de minimizar la distancia de Tchebycheff ponderada y normalizada de los indicadores de eficiencia con respecto a valores deseados, los que se corresponden con los niveles de aspiración definidos por A. P. Wierzbicki (ver [3]) y se utiliza como procedimiento para la búsqueda de las soluciones óptimas de Pareto [3].

6. Esquema general de solución a las tareas de revestimiento óptimo de los casos de estudio anteriores.

La búsqueda del óptimo global para la tarea formulada requiere en principio realizar una búsqueda exhaustiva de soluciones, es decir, evaluar cada una de las combinaciones posibles, lo cual implica un alto consumo de recursos de cómputo. Cada una de las interacciones de una solución necesita de procedimientos numéricos propios del procedimiento de cálculo requerido, lo que acentúa la complejidad de este problema. Por estas razones se justifica la necesidad de la utilización de heurísticas capaces de generar buenas soluciones en un tiempo razonable.

En correspondencia con la estructura jerárquica participativa mostrada en la figura 3 las Y_i son resultado de la solución de una tarea general aproximada. En este caso, la tarea puede ser resultado de una selección de materiales por las metodologías de Ashby [1], de forma tal que las Y_i se definen como el conjunto de materiales más apropiados a evaluar para la zona i ($Y_i = (m_{i1}, m_{i2}, \dots, m_{im(i)})$). En calidad de índice de propiedades para la selección de aislamientos térmicos mediante los gráficos de

propiedades, Ashby propone $(\lambda C \rho) - 1$, siendo λ la conductividad térmica, C el calor específico y ρ la densidad. A partir de este índice se establece un ranking el cual permite, por ejemplo, seleccionar conjuntos M_i de materiales con menor costo [2]. La selección bajo estos criterios ha sido automatizada en el Cambridge Engineering Selector, la utilización del procedimiento correspondiente permitiría crear una base de datos reducida de materiales en el tratamiento de este problema para cada una de las zonas.

Sin embargo, a pesar de las ventajas de utilizar este procedimiento para establecer variables de coordinación a los niveles inferiores, puede ocurrir que el procedimiento evada buenas opciones de materiales siguiendo solo un criterio de selección, por lo que es conveniente que la descomposición pueda prescindir de esta tarea general aproximada. Considerando lo anterior, se utiliza una simplificación de la estructura jerárquica participativa, donde las subtareas generan sus propias opciones de solución considerando una parte de las restricciones de la tarea original (U_1, U_2, \dots, U_n). De esta a tantas tareas aproximadas como zonas en la instalación mientras que la tarea del nivel superior (nivel de conciliación de opciones de solución) consiste en la selección de aquella combinación de opciones generadas por las diferentes zonas que satisface las restricciones y objetivo sistémicos asegurando el valor mínimo de la función objetivo en cada uno de los casos de estudio presentados.

Como algoritmo de solución tanto en la generación de soluciones por zonas como en la selección de opciones para toda la instalación se utiliza el Algoritmo de Búsqueda Aleatoria de una Función de un Código Variable [3].

CONCLUSIONES

Los modelos matemáticos de instalaciones de alta temperatura se caracterizan por objetivos y restricciones que pueden ser descompuestos por zonas y objetivos y restricciones comunes para toda la ilustración, lo que se ratifica en los 3 casos de estudio presentados.

La descomposición de la tarea de selección de revestimiento de instalaciones térmicas de alta temperatura en múltiples tareas de selección de materiales por zonas y una tarea de conciliación de opciones que satisface los objetivos y restricciones del modelo original, permite disminuir significativamente la complejidad del algoritmo de solución.

La aplicación del Método de Integración de Variable y el operador de Búsqueda Aleatoria del Extremo de una Función de un Código Variable, permite la creación de poblaciones de soluciones eficientes, tanto para la tarea de selección de materiales por zona, como para la generación de combinaciones por la tarea de conciliación posterior con resultados consecuentes con el modelado matemático expuesto en esta ponencia.

REFERENCIAS

- [1] M.F. Ashby. 2011. *Materials Selection in Mechanical Design*, Fourth Editions, Elsevier Ltd, Oxford.
- [2] M.F. Ashby, K. W. Johnson. 2010. *Materials and Design, the art and science of material selection in product design*, Second Editions, Elsevier Linacre House, Oxford.
- [3] Arzola, J. 2009. “Análisis y Síntesis de Sistemas de Ingeniería”. Disponible en www.bibliomaster.com , ISBN 978-959-261-299-0, La Habana Martínez.
- [4] Arzola, J. 2000. “*Sistemas de Ingeniería*”. Editorial Félix Varela, La Habana, Cuba.
- [5] Martinez V. O., J. Arzola R. 2015. Selección óptima bajo criterios múltiples de materiales refractarios y aislantes para cazuelas metalúrgicas. Revista Internacional de métodos numéricos para el cálculo y el diseño en la Ingeniería (RIMNI). En proceso de publicación (DOI: 10.1016/j.rimni.2015.08.001).
- [6] Martínez V. O. 2011. Optimización del revestimiento refractario para cazuelas metalúrgicas, Tesis en opción al título de máster en diseño y fabricación asistidos por computadoras (cad/cam), Holguín.
- [7] Pinder M. 2014. Diseño de aislamiento térmico de hornos de cabina para el calentamiento de crudos. Tesis en opción al grado de MSc., El Tigre, Anzoátegui, Venezuela.
- [8] Toledo H. 2014. Diseño óptimo de revestimiento para horno de reverbero de fusión de aluminio. Tesis presentada en opción al título de máster en diseño y fabricación asistidos por computadoras (cad/cam). C. Bolívar, Venezuela.
- [9] N. Rendtorff, L.B. Garrido, E.F. Aglietti. 1996. Choque Térmico de Materiales Refractarios: Comportamiento, Evaluación y Ensayos. Cerámica y Cristal, 2007; 139: p. 181
- [10] DIDIER. Refractory Products and Services, Didier-Werke AG.
- [11] Kjellberg, B. 1993. “Ladle furnace productivity”. Technical report, The Swedish Ironmasters Association.
- [12] Kudrin, V.A. 1984. “*Metalurgia del acero*”. Editorial Mir, Moscú.
- [13] Schmidt, M. et al. 1992. “Impact Pad for Continuous Caster Tundish”. United States Patent No. 5.
- [14] Gerling, R., Stallmann, R., Blissenbach, D. 2005. “Fully automatic refractory maintenance system”. Metallurgy Italian, 97. 10. 39-45.
- [15] Yaniv, I., Cytermann, R., Litovsky, T. 2009. “High Temperature Periclase Insulation”. Sixth Israel.
- [16] Hicks, K. B. 1990. “The electrical design and considerations for a ladle metallurgy facility”. IEEE Transaction on Industry Applications.
- [17] Szekely, J., Carlsson, G., and Helle, L. 1988. “*Ladle Metallurgy*”. 1st edition, Springer Verlag, New York, Berlin, Heidelberg, London, Paris, Tokyo, 1988. Szekely, J., Carlsson, G., and Helle, L. “*Ladle Metallurgy*”. 1st edition, Springer Verlag.
- [18] Toledo, G. A. 1996. “Modelo matemático del estado térmico del refractario de cuchara durante los procesos de acería”. CC-55/2. Informe Sidenor I+D, Mayo.

- [19] Sobieski, I.P. and Kroo, I.M. 2000. "Collaborative Optimization Using Response Surface Estimation", AIAA Journal 38, no. 10, October.
- [20] Laraudogoitia, J. J., Ibarrondo, A., González, F., Muñoz, L. 2006. "Experiencias en el empleo de refractarios en la siderurgia No integral". Bol. Soc. Esp. Ceram. V. 45, 358-362.
- [21].Ferrer, J. 1999. "Ventajas del Aislamiento Térmico en Cucharas". ACERINOX, S.A: Informe técnico interno, Agosto.
- [22] Poirier, J. 2003. "Thermomechanical simulations of refractory linings... an overview". lCentre de Recherche sur les Matériaux à Haute Température - CNRS, ESEM, Institute Polytechnique d'Orléans, Volumen 8, Number 6, Rue L. de Vinci, 45072, Orléans Cedex France.
- [23] ASME. 1992. "Thermodynamics and the Design, Analysis and Improvement of EnergySystems". ASME, New York.
- [24] Bejan, A. 1993. "*Heat Transfer*". Wiley, New York.
- [25] Costa, N. E. 1996. "*Transmisión de Calor*". Vol. 4, Ed. Alhambra, España.
- [26] Kern, D. Q. 1999. "Procesos de Transferencia de Calor". Trigésima primera reimpresión, México, ISBN: 968-26-1040-0, México.
- [27] Levenspiel, O. 1993. "*Flujo de Fluidos e Intercambio de Calor*". Ed. REVERTÉ. ISBN:84-291-7968-2, España.
- [28] Wang, Z., Li, N., Kong, L., Li, J., Jiang, Y., Chen, G. and He, R. 2004. "Calculation of temperature and stress distribution for ladle lining". Refractories Applications &News, Vol. 9, no. 3, pp. 27-30.
- [29] PDVSA, B-201-PR. 1995. "Calentadores De Fuego Directo".
- [30] PDVSA , MDP-05-F-02. 1995. "Consideraciones de Diseño de hornos"
- [31] Pemex, "Materiales Refractarios Para Calentadores A Fuego Directo". 2007.
- [32] Gutiérrez, M. R. 2002. "Experiencias con paredes monolíticas en cucharas de tratamiento de acero". 31º Congreso de ALAFAR, Asociación Latinoamericana de Fabricantes de Refractarios, Octubre.

Correspondencia

José Arzola Ruiz
jarzola@cemat.cujae.edu.cu

Análisis y aprovechamiento de la energía térmica por fricción en película semisólida rotatoria de aleación cu-sn, bajo los efectos de alta presión

JOSÉ GUASUMBA¹, ISIDORO LILLO², LENIN ABATTA¹ Y ROMÁN BUÑAY¹

RESUMEN

El presente trabajo, consiste en la investigación y el desarrollo experimental de un nuevo dispositivo de generación de calor por fricción deslizante, en película térmica. Este tercer cuerpo, se forma por la energía mecánica de rotación, la fuerza de aplastamiento axial, y la temperatura de contacto entre un par de rozamiento bronce, acero. En la transformación de la energía mecánica en térmica, la temperatura superficial del acero es de 266°C y 215°C para el bronce. En lo referente al caldero, la temperatura del vapor alcanza los 150°C, y presión interna de 60 Psi, durante un tiempo de calentamiento y vaporización de 60 minutos. Para realizar las pruebas de funcionamiento del vaporizador por fricción, se utiliza una máquina con potencia de 5 kW, que transfiere al caldero el torque y el empuje necesario para producir calor útil. Por otra parte, la velocidad de rotación del eje, en este ensayo es de 416 RPM, y la fuerza de empuje axial de 2000 N.

Palabras clave: aplastamiento; tercer cuerpo; lubricante; película irradiante; calentador por fricción.

ABSTRACT

This project consists on the research and experimental development, of a new device for heat generation by sliding friction, into thermal film. The third body is formed by the mechanical energy of rotation, the axial force, and the contact temperature between a pair of friction bronze and steel. In the change of mechanical energy to heat, the temperature surface of the steel is 266°C and 215°C for the bronze. In regard to the boiler, the steam temperature reaches 150°C, and internal pressure of 60 psi. One hour is the time for heating and vaporization of water. To perform functional testing of steam boiler by friction, is using a machine with power of 5 kW, which transfers the torque to the boiler and the push needed to produce useful heat. On the other hand, the speed of rotation of the shaft, in this test is 416 RPM and the axial thrust force 2000 N.

Keywords: third body; lubricant; crushing; film radiating; boiler by friction.

INTRODUCCIÓN

En el estado del arte, es común encontrar sistemas mecánicos que sufren alteraciones en sus propiedades físicas y funcionales, debido a los efectos del rozamiento. El

¹ Universidad de las Fuerzas Armadas, Sangolquí, Ecuador.

² Universidad de Sevilla, España.

desgaste abrasivo y adhesivo, la dilatación térmica por alta temperatura, origina la expansión y el deterioro de las superficies en contacto [1], por consiguiente causan enormes pérdidas económicas en la industria, la minería y el transporte. Además, el calor de fricción, generado por máquinas y equipos, se disipa al ambiente sin posibilidad de recuperación [1].

Por otra parte, existen tecnologías orientadas a aprovechar este principio, como es el caso de la soldadura por fricción (FSW), prensas rotatorias, vaporizadores de agua con energía cinética de rotación, y determinados sistemas térmicos para calentamiento de fluidos. Dentro de las investigaciones realizadas sobre el rozamiento y sus efectos, se puede indicar los trabajos de Ziuota, A., *et al*, (2011), donde se determina la influencia de las pérdidas por fricción en rodamientos de rodillos [2]. En lo referente al análisis térmico de la fricción, Tieu, A.K.,(2006), utiliza emulsiones en cintas de rodadura [3]. En el desarrollo de materiales antifricción [4], se ha estudiado compuestos DOE/RSM, elaborado por Guipu X., (2008). Dunckle, G. (2001) realiza ensayos de fricción en películas de molibdeno [5], bajo condiciones de vacío y criogénicas. Además, se ha determinado el consumo total de energía debido a la fricción en máquinas papeleras [6], por Holmberg, K., (2013). En la fricción, hay que considerar la influencia de la fuerza normal, y los modos de desgaste abrasivo, como es el caso de los ensayos de desgaste de rodamientos de bolas [7], realizado por (Cozza, R., 2012). Para analizar las propiedades de fricción y desgaste, Kara, L., (2013), utiliza la aleación CuZn39Pb3 bajo condiciones atmosféricas y de vacío. En el ámbito automotriz existen diversas investigaciones sobre desgaste en ejes, rodamientos, pistones, en las cuales, el estudio de lubricantes y sus técnicas de aplicación, representan aspectos relevantes para reducir los efectos críticos de la fricción. Así, se puede indicar el trabajo desarrollado por Kchaou, M., (2013), que analiza las características de fricción bajo diversas condiciones de frenado [8]. Por otra parte, en esta investigación, se propone aprovechar el calor que se disipa por el rozamiento, mediante el contacto de un par de fricción compuesto por acero K100 y la aleación Cu-Sn. Para inhibir el desgaste abrasivo o de adherencia, se crea un tercer cuerpo en forma de fluido térmico, que aparece bajo determinadas condiciones de presión, temperatura de contacto y velocidad de rotación del eje motriz. El caldero que se calienta por fricción es de tipo horizontal, en un extremo se encuentra el intercambiador de calor de bronce y el otro el mecanismo de empuje para producir contacto permanente con el eje de rotación. En las pruebas de funcionamiento, se utiliza agua que ingresa por la parte posterior del caldero, y se evacúa en forma de vapor sobre calentado a temperaturas entre 120 y 180 °C, por la región cercana al área de rozamiento. La principal ventaja de esta nueva tecnología de generación de calor útil, consiste en que no requiere combustión para producir calor, el par de fricción tiene larga duración a partir del instante en que se forma la película térmica, es decir, puede funcionar de manera continua, evitando con esto el desgaste por el arranque en frío. En este proceso de conversión energética no se produce gases contaminantes.

ANÁLISIS DE TRANSFERENCIA DE CALOR

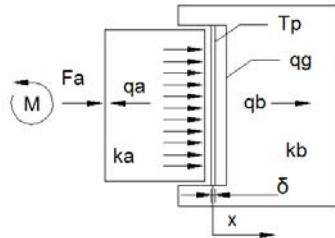


Figura 1. Modelo de generación de calor por fricción (Guasumba, 2005)

La generación de calor por fricción q_g para el estado estable se determina con la siguiente expresión [1].

$$q_g = q_a + q_b \quad (1)$$

Dónde: q_a calor útil trasferido por el par de bronce hacia la zona de calentamiento y vaporización del agua, q_b calor transferido al eje motriz. Para obtener el modelo matemático de la conducción del calor en una dimensión, de acuerdo con la primera ley de la termodinámica que indica que la energía de entrada menos la de salida es igual a la energía que se acumula en el sistema, por lo tanto:

$$q_{\text{entra}} - q_{\text{sale}} = q_{\text{acc}} \quad (2)$$

En esta expresión, se considera el calor perdido por convección y radiación hacia el ambiente

$$-k A \frac{\partial T}{\partial x} + -\left[-k A \frac{\partial T}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} \left(-k A \frac{\partial T}{\partial x} \right) dx \right] - U_o \pi D_o dx (T - T_a) = \\ A dx \rho C p \frac{\partial T}{\partial t} \quad (3)$$

Simplificando, se obtiene:

$$k A \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} - U_o \pi D_o (T - T_a) = A \rho C p \frac{\partial T}{\partial t}$$

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} - \frac{U_o \pi D_o}{k A} (T - T_a) = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (4)$$

U_o Coeficiente global de transferencia de calor, A área de contacto, k conductividad térmica del sólido, D_o diámetro exterior del anillo de rozamiento, α difusividad térmica, T_a temperatura ambiente.

Análisis del recipiente cilíndrico para el estado estacionario

Haciendo $\theta = T - T_a$ y $m = \sqrt{\frac{U_o \pi D_o}{kA}}$

$$\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} - m^2 \theta = 0 \quad (5)$$

La solución general de la ecuación diferencial es

$$\theta = C_1 e^{-mx} + C_2 e^{mx} \quad (6)$$

La expresión matemática [9], para encontrar la isoterma de equilibrio, en el eje horizontal, se obtiene con $\theta_o = T_o - T_a$, que corresponde a la diferencia de temperaturas entre T_o en $x=0$, y el ambiente

$$\theta = \theta_o \left[\frac{e^{-mx}}{1+e^{-2mL}} + \frac{e^{mx}}{1+e^{2mL}} \right] \quad (7)$$

Para hallar la temperatura en el borde del cilindro se tiene

$$\theta_L = \frac{\theta_o}{\frac{e^{mL} + e^{-mL}}{2}} = \frac{\theta_o}{\cosh(mL)} \quad (8)$$

La transferencia de calor en $x=0$, para el cilindro, está dada por

$$q_o = k A m \theta_o \tanh(mL) \quad (9)$$

Análisis del recipiente cilíndrico en el estado transitorio, solución analítica

Utilizando la ecuación (4), con

$$K_1 = \frac{U_o \pi D_o}{k A}, \text{ y } K_2 = \frac{1}{\alpha}$$

Se tiene la ecuación diferencial parcial con coeficientes constantes

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} - K_1(T - T_a) = K_2 \frac{\partial T}{\partial t} \quad (10)$$

Realizando en (10) un cambio de variable, resulta

$$\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} - K_1 \theta = K_2 \frac{\partial \theta}{\partial t} \quad (11)$$

Sea $\theta(x, t) = X T$ entonces, la solución general de la ecuación diferencial parcial con coeficientes constantes es

$$\theta(x, t) = X T = (A_1 \cos cx + B_1 \sin cx) C_1 e^{-K_3 t}$$

Reduciendo las constantes [10]

$$\theta(x, t) = (A \cos cx + B \sin cx) e^{-K_3 t} \quad (12)$$

$$K_3 = \frac{K_1 + c^2}{K_2}$$

Suponiendo que $\theta(0, t) = 0$ y $\theta(L, t) = 0$;
 $n = 0, \pm 1, \pm 2, \dots$. Así,

$$\theta(x, t) = B \operatorname{sen} \left(\frac{n\pi x}{L} \right) e^{-\left(\frac{K_1 + (\frac{n\pi}{L})^2}{K_2}\right)t} \quad (13)$$

$$\theta(x, t) = \sum_{n=1}^{\infty} B_n e^{-\left(\frac{K_1 + (\frac{n\pi}{L})^2}{K_2}\right)t} \operatorname{sen} \left(\frac{n\pi x}{L} \right) \quad (14)$$

Para $t=0$, se verifica la siguiente condición inicial

$$\theta(x, 0) = \sum_{n=1}^{\infty} B_n \operatorname{sen} \left(\frac{n\pi x}{L} \right) = 22^\circ$$

Temperatura inicial del cilindro, $0 < x < L$

$B_n = \frac{2}{L} \int_0^L f(x) \operatorname{sen} \left(\frac{n\pi}{L} x \right) dx$; para series de Fourier, de medio intervalo en senos, $A_n = 0$; Se encuentra que

$B_n = \frac{44(1-\cos n\pi)}{n\pi}$. El resultado se puede escribir como

$$\theta(x, t) = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{44(1-\cos n\pi)}{n\pi} e^{-\left(\frac{K_1 + (\frac{n\pi}{L})^2}{K_2}\right)t} \operatorname{sen} \left(\frac{n\pi x}{L} \right)$$

Lo que resulta

$$\theta(x, t) = \frac{44}{\pi} \left[e^{-\left(\frac{K_1 + \frac{\pi^2}{L^2}}{K_2}\right)t} \operatorname{sen} \left(\frac{\pi x}{L} \right) + \frac{2}{3} e^{-\left(\frac{K_1 + \frac{9\pi^2}{L^2}}{K_2}\right)t} \operatorname{sen} \left(\frac{3\pi x}{L} \right) + \dots \right]$$

Que se puede verificar como la solución buscada. Para graficar cada una de las isotermas, se tiene que dar valores de tiempo constante y distancia variable, para este caso entre 0 y 600 mm.

Por otra parte, para realizar el análisis de transferencia de calor en el caldero horizontal, que se calienta por fricción, se utiliza el esquema representado en la figura 2, que se indica a continuación.

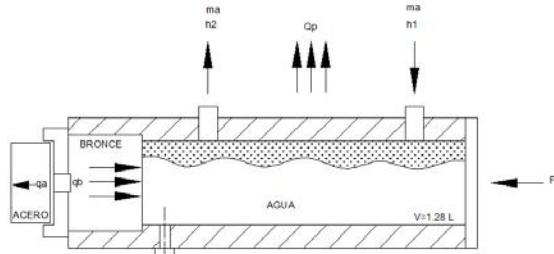


Figura 2. Volumen de control del calentador por fricción (Guasumba, J., 1993-2014)

El calor necesario para calentar y vaporizar el agua, en el interior del cilíndrico, se obtiene con la expresión:

$$qa = m_a(h_2 - h_1) + m_c cp(T_2 - T_1) + U_i A_s (T_p - Ta) \quad (15)$$

Donde: m_a es la masa de agua, h_2, h_1 entalpías para el líquido comprimido y vapor sobrecalentado, m_c masa del recipiente cilíndrico, cp calor específico del metal, T_2, T_1 temperatura del cilindro al inicio y al final del proceso, A_s área de pared cilíndrica, T_p, T_a temperaturas de pared y del ambiente, U_i coeficiente global de transferencia de calor (Pitts, p.241), tomando en cuenta el área interna del recipiente [11].

$$U_i = \frac{1}{\frac{1}{h_i} + \frac{r_i}{k_{Al}} \ln(\frac{r_o}{r_i}) + \frac{r_i}{r_o h_o}} \quad (16)$$

En esta ecuación h_i, h_o son los coeficientes de transferencia de calor del agua y del aire; para el caso de espacios cilíndricos cerrados horizontales, el coeficiente h_i se calcula con la correlación propuesta por L.B. Evans y N.S. Stefan, r_i, r_o radio interior y exterior del caldero, k_{Al} conductividad térmica del aluminio.

DESARROLLO EXPERIMENTAL

El calentador por fricción se ensambla en una máquina de ensayos que está accionada por un motor eléctrico de 5 kW., en el eje motriz con volante de inercia, se ajusta el par de fricción de acero K100, para que este le transmita la energía mecánica de rotación. En esta parte, es necesario indicar que se ha realizado ensayos variando la velocidad de rotación, desde 220 hasta 1100 RPM, pudiendo observar que al aumentar la velocidad, ocurre un efecto de deslizamiento, con la consecuente

disminución del calor generado por fricción. El cuerpo del caldero que soporta al par de fricción de material blando, es decir, de aleación Cu-Sn, se acopla a la bancada de la máquina de ensayos, por medio de sistemas de sujeción posterior y lateral, para evitar el desprendimiento del caldero debido a la energía mecánica. Para que exista contacto permanente entre el par bronce, acero, existe un dispositivo que le transmite la fuerza de aplastamiento de tipo axial [12]. A lo largo del ensayo, al calentarse las superficies en contacto se dilatan por lo que es necesario reducir la fuerza para evitar que el motor eléctrico deje de funcionar. En la figura 3 se presenta en forma gráfica el equipo experimental que genera calor por fricción.



Figura 3. Método de calentamiento por fricción (Guasumba, J., 1993-2014)

Para la determinación de las isoterma, en el cilindro de calentamiento, se utiliza un medidor de temperatura tipo láser, que tiene un rango de medición de -20°C hasta 1000°C, la separación del mallado es de 45 mm, y se toma 12 mediciones cada 10 minutos. Además, este instrumento sirve para medir la temperatura superficial del par de fricción bronce, acero. Para la medición de los parámetros del caldero, se utilizan medidores de temperatura de carátula que tienen rangos de 0 a 300°C, con apreciación de 1°C. La presión interna, se mide con un manómetro de 0 a 300 Psi. El tiempo calentamiento y vaporización del agua, en esta etapa se ha considerado de 60 minutos.

RESULTADOS Y DISCUSIÓN

El resultado más importante de esta investigación, consiste en la formación de la película térmica que inhibe el desgaste al actuar como un lubricante, este fluido térmico es producido en la interfaz acero y aleación Cu-Sn. Para su aparecimiento deben existir las condiciones adecuadas de velocidad de rotación, presión de aplastamiento, geometría de contacto, y propiedades termofísicas de los materiales. A continuación, en la figura 4, se observa la película en forma de anillo con cavidad interna que absorbe la expansión volumétrica interior, evitando con esto el deterioro de los materiales en contacto.



Figura 4. Película térmica, temperatura 900°C. Fuente: Guasumba, J., Ensayos de calentamiento por fricción(1993-2014)

En lo referente al proceso de calentamiento del agua, que se encuentra en el interior del caldero horizontal, en un experimento, se consiguieron las siguientes curvas en función del tiempo:

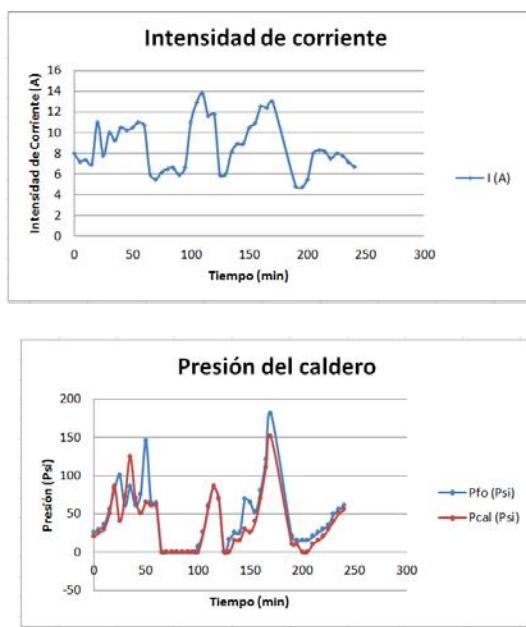


Figura 5. Consumo eléctrico del motor, y presión del evaporador

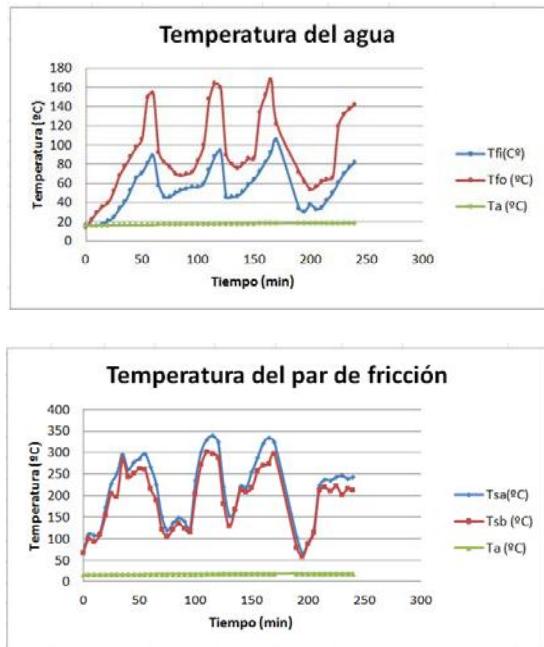


Figura 6. Temperatura del agua, y del par de fricción

A continuación, en la figura 7, se indica las isoterma, elaboradas con los datos de temperatura tomadas en un intervalo de tiempo de 600 s. En la región cercana al rozamiento se obtiene las más altas temperaturas, mientras que en $x=590$ mm., el gradiente de temperatura tiende a 0, en la mayoría de casos.

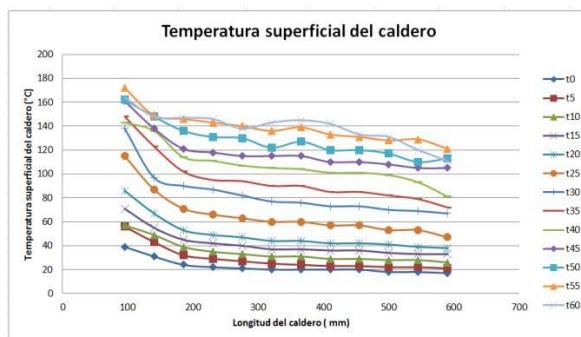


Figura 7. Perfil de temperaturas del cilindro

CONCLUSIONES

Para realizar este ensayo de calentamiento del agua en un caldero de fricción, se utilizaron los siguientes parámetros: temperatura ambiente 17°C; velocidad del aire

circundante 0,24 m/s; velocidad de rotación del eje motriz 416 RPM, fuerza de aplastamiento axial 2000 N.

En un tiempo de calentamiento de 2100 s., la temperatura de saturación del agua es de 92°C, es decir en este momento empieza a producirse vapor saturado. Para obtener vapor sobre calentado a la temperatura de 150°C, con presión interna de 60 Psi., el tiempo complementario es de 1500 s., en este instante se procede a evacuar el vapor. Las temperaturas máximas del par de fricción acero bronce son 266°C y 215°C.

Para el análisis energético del caldero, se resuelve la ecuación diferencial parcial de segundo orden, para el estado estacionario con lo que se obtiene una temperatura en la pared cilíndrica de aluminio de 147°C, en $x=0$, con un flujo de calor de 132 W, el calor transferido al agua por el intercambiador de aleación Cu-Sn, es de 110 W, y el calor que se pierde en el ambiente es de 36 W. En cuanto al flujo de calor en el eje motriz o par de acero K100, se estima una transferencia de calor por conducción de 17 W, de tal manera que el calor total necesario es de 298 W.

El calor generado por fricción alcanza en este experimento un valor de 379 W, por lo que la eficiencia de conversión con la presencia de película térmica, se aproxima al 78%. Este último parámetro indica la ventaja del proceso de conversión de energía mecánica en térmica, siempre y cuando se haya generado el tercer cuerpo, que actúa como lubricante y transmisor de alta energía calorífica.

RECONOCIMIENTOS

En el desarrollo de este proyecto de investigación, han colaborado varias personas que han compartido sus valiosos conocimientos de interés científico, a los cuales expreso mi agradecimiento fraternal. Debo citar al Señor Dr. Isidoro Lillo Bravo, Dr. Geraldo Lucio Tiago Filho, de Brasil; Dr. Brian Todd O'Leary (+), astronauta de la NASA, por su motivación para la investigación.

REFERENCIAS

- [1] J. Guasumba. 2005. Método y máquina para generación de alta energía calórica por fricción, Revista Ciencia.
- [2] Zivota Antonic, Nebojsa Nikolic, Dragi Radomirovic. 2011. On the influence of a pin type on the friction losses in pin bearings, Mechanism and Machine Theory 46, 975–985.
- [3] Tieu A., Kosasih P., Godbole A. 2006. A thermal analysis of strip-rolling in mixed-film lubrication with O/W emulsions, Tribology International 39, 1591–1600.
- [4] Guipu Xiao, Zikang Zhu. 2010. Friction materials development by using DOE/RSM and artificial neural network, Tribology International 43, 218–227.
- [5] Dunckle C., Aggleton M., Glassman J., Taborek P. 2011. Friction of molybdenum disulfide–titanium films under cryogenic vacuum conditions, Tribology International 44, 1819–1826.

- [6] Kenneth Holmberg, Roope Siilasto, Tarja Laitinen, Peter Andersson, Ari Jasberg. 2013. Global energy consumption due to friction in paper machines, *Tribology International* 62, 58–77.
- [7] Ronaldo Câmara Cozza. 2014. Influence of the normal force, abrasive slurry concentration and abrasive wear modes on the coefficient of friction in ball-cratering wear tests, *Tribology International* 70, 52–62.
- [8] Jinkun Xiao, Lei Zhang, Kechao Zhou, Jianguo Li, Xinlin Xie, Zhiyou Li. 2013. Anisotropic friction behaviour of highly oriented pyrolytic graphite, *carbon* 65, 53 – 62.
- [9] M. Jacob. 1950. *Elements of heat transfer and insulation*, John Wiley and Sons, Second Edition.
- [10] M. Spiegel. 1975. *Matemáticas superiores para ingenieros y científicos*, McGraw Hill, Primera Edición, México.
- [11] D. Pitts. 1977. *Transferencia de calor*, Editorial McGraw Hill, Primera Edición, México.
- [12] W. Stewart. 1968. El mundo de la alta presión, Van Nostrand Momentum Books, Primera Edición, México D.F.

Correspondencia

José Guasumba
sjguasumba@espe.edu.ec

Analysis of the performance of polarized quadrilateral distance element

CLEVER PEREIRA¹ Y GUSTAVO REIS¹

RESUMEN

En este trabajo se describe la implementación y análisis de una distancia relé digital Cuadrilátero Polarizado con diversas formas de polarización. Para ello, su comportamiento se encontró para diferentes tipos de fallas en ciertos puntos de la línea de transmisión: una pequeña parte frontal del relé, después de que el relé (considerando una falla inversa), en la barra de sí mismo, y la barra frontal (en la zona 1 de protección). También se investigó su rango de resistencia para diferentes valores de resistencia de falla, y el cambio de su característica de funcionamiento de los distintos puntos de falla en la línea. Se convierte así, en una herramienta fundamental en la decisión de selección de las condiciones de protección determinadas por la línea de transmisión en cuestión. En este sentido, se verificó su desplazamiento dinámicamente bajo la influencia de las condiciones de fallo y los voltajes de polarización usados. Las simulaciones se realizaron utilizando el software MATLAB, y el comportamiento se observó en forma de diagramas RX de datos generados por el EMTP-ATP (Programa Transitorio de Electromagnética) con la ayuda de la herramienta gráfica de ATP-Draw.

Palabras clave: relé cuadrilátero; polarización; comportamiento dinámico.

ABSTRACT

This article describes the implementation and analysis of a digital distance relay with unit Polarized Quadrilateral for various forms of polarizations. For this, their behavior was found for different fault types at certain points on the transmission line: a little ahead of the relay, behind the relay (considering reverse fault), in busbar, and far ahead of the busbar (inside the protection zone 1). It is also investigated their resistive range for different fault resistance values and the change of its operating characteristic for the various fault points on the line. Thus, become a fundamental tool in the decision of choosing certain protection conditions for the transmission line in question. In these sense, their displacement was observed dynamically under the influence of the fault conditions and polarization voltages used. The simulations were implemented through the *MATLAB* software, and the behavior was observed in the form of RX diagrams from data generated by the *EMTP-ATP* (Electromagnetic Transient Program) with the aid of graphical tool *ATP-DRAW*.

Keywords: relay quadrilateral; polarization; dynamic behavior.

INTRODUCTION

HE distance relays are used to protect against short-circuit on transmission lines and usually have three protection zones, the adjustment being performed in accordance with the positive-sequence line impedance and zero. The reach of the protection zone 1 corresponding to 80 to 90% of the total impedance of the protected line, this being adjusted without a time delay, thus acting instantaneously. The safety margin of the 10 to 20% is required due to inaccuracies caused by various sources of errors, such as transformers instrument that can make relay over-reach or under-reach causing improper operation [3]. Since the scope of the protection zone 2 must be adjusted to protect the whole line and the downstream busbar, and its operation is delayed acting between 200 to 500 ms. Finally, the protection zone 3 is considered as remote backup protection for downstream lines.

In the event of a short-circuit on a transmission line distance relays send signals to circuit breakers at each end in order to realize the disconnection of the line. His behavior may be strongly affected by fault resistance, so that the resistive coverage is small in relation to the expected values. Furthermore, the main focus of study, the faults near of the busbar where the relay is installed is a problem for protection when using the MHO Conventional since it has low power to faults near to zero in the RX diagram. For this reason, the area unprotected by the relay is considered a dead zone. However, a viable solution to the correct coverage of the relay would Polarized Quadrilateral characteristic, it becomes very significant for protecting short-circuit. Through simulations, and from the values of voltages and currents captured in the relay busbar, there is the behavior of a distance relay Polarized Quadrilateral during these situations. For this, the relay input values were obtained using a simulated model in *ATP-DRAW* from previously established parameters. With the signals of voltage and current determines the estimated phasors, impedance seen by the relay and the type of fault occurred.

BEHAVIOR RELAY DIGITAL FRONT TO POLARIZATION SIGNS

The operating characteristic of a Polarized Quadrilateral unit does not pass through the origin to nearby faults of the busbar where the relay is installed. The displacement from the origin is a dynamic value and depends on the conditions used and the lack of polarizations voltages.

As shown in figure 1 below, the relay performance area may increase or decrease depending on where the failure occurs in the transmission line.

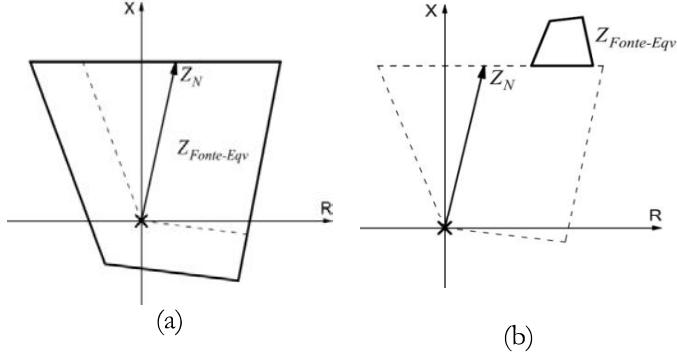


Figure 1. Offset of protection zones resulting from polarizations, (a) forward fault and near the busbar, (b) reverse and near miss the busbar

The situation illustrated in figure 1 (a) occurs when the short-circuit relay is near the busbar or even on the busbar itself. We see the expansion of the protection zone of the relay so that it involves the whole point of failure. This feature expansion effect is due to polarization introduced into the measuring units. Already in figure 1 (b) note that when the fault is reverse, i.e., behind the relay, and the protection zone reduces in size and is located away from the fault point.

To check the impact of different alternatives polarization will be considered a generic directional distance relay using the following signals applied to a phase comparator cosine type:

$$\begin{cases} S_1 = V_{Loop} \\ S_2 = I_{Loop} \cdot Z_N \end{cases} \quad (1)$$

The phase comparator monitors the angular difference between the two different input signals. The operating criterion is given by $-90^\circ < (\angle S_1 - \angle S_2) < +90^\circ$.

If there is a fault solid in busbar or very near to this (where the relay is installed), the S_1 reference signal will be canceled and the comparator will not perform satisfactorily the function for which it was designed.

To deal with unbalanced faults and near the busbar ($V_{Loop} \approx 0$), this can be provided:

(i) using the combination of phases that are not affected by the short-circuit (using quadrature voltage $-V_Q$), known as Single Polarization:

$$S_2 = V_{POL} = qV_Q \quad (2)$$

(ii) using the combinations of the phases not affected by the short-circuit to the affected phase, known as Dual Polarization:

$$S_2 = V_{POL} = V_{Loop} + qV_Q \quad (3)$$

Analysis of the performance of polarize

(iii) using the combinations of the phases not affected by the short-circuit with the phase affected in a preceding instant the fault, known as Dual Polarization with memory:

$$S_2 = V_{POL} = V_{Loop} + mV_M + qV_Q \quad (4)$$

Where:

I_{Loop} is the current fault of unity

Z_N is the replica impedance of the transmission line

V_{Loop} voltage is the fault of unity

V_{POL} is the polarization voltage

V_M is the voltage memory

V_Q is the quadrature voltage

m, q are positive real percentages related to voltage memory and square, usually between 0 to 1.

The measurement signals and polarization used for fault loops AT and BC are shown in tables 1 and 2

Table 1. Comparators signals to earth loops

Measured Loop – AT		
Input Signals	Single Polarization	$\begin{cases} S_1 = q \cdot \frac{V_{BC}}{\sqrt{3}} \angle +90^\circ \\ S_2 = (I_A + k_0 I_0) Z_N \end{cases}$
	Dual Polarization	$\begin{cases} S_1 = V_A + q \cdot \frac{V_{BC}}{\sqrt{3}} \angle +90^\circ \\ S_2 = (I_A + k_0 I_0) Z_N \end{cases}$
	Dual Polarization with memory	$\begin{cases} S_1 = V_A + m \cdot V_A + q \cdot \frac{V_{BC}}{\sqrt{3}} \angle +90^\circ \\ S_2 = (I_A + k_0 I_0) Z_N \end{cases}$

Table 2. Comparators signals to phase loops

Measured Loop – BC		
	Single Polarization	$\begin{cases} S_1 = q \cdot \sqrt{3}V_A \angle -90^\circ \\ S_2 = I_{BC}Z_N \end{cases}$
Input Signals	Dual Polarization	$\begin{cases} S_1 = V_{BC} + q \cdot \sqrt{3}V_A \angle -90^\circ \\ S_2 = I_{BC}Z_N \end{cases}$
	Dual Polarization with memory	$\begin{cases} S_1 = V_{BC} + m \cdot V_{BC} + q \cdot \sqrt{3}V_A \angle -90^\circ \\ S_2 = I_{BC}Z_N \end{cases}$

The negative sequence current I_0 is given by:

$$3I_0 = I_A + I_B + I_C \quad (5)$$

The expression of compensation factor zero sequence k_0 is given by:

$$k_0 = \frac{Z_{L0} - Z_{L1}}{3Z_{L1}} \quad (6)$$

Where:

I_0 is the zero sequence current

k_0 is the sequence compensation factor zero

Z_{L0} is the replica impedance zero sequence

Z_{L1} is the replica impedance positive sequence

INFLUENCES THAT AFFECT THE OPERATING CHARACTERISTICS OF THE RELAY

A. Equivalent impedance and polarization voltage

The performance of a distance relay is checked by analysis of the operational characteristics of the RX diagram. From the signs of Dual Polarization with memory can check the influence of the polarization voltage on the equivalent impedance seen by source:

$$\begin{cases} S_1 = V_{POL} = V_{Loop} + mV_M + qV_Q \\ S_2 = I_{Loop} \cdot Z_N \end{cases} \quad (7)$$

Analysis of the performance of polarized

The voltage signal S_1 can be decomposed in terms of symmetrical components:

$$S_1 = V_{POL} = (m+q) \cdot \left[V_{Loop} + \frac{mV_1 + (m+q) \cdot (V_2 + V_0)}{m+q} \right] \quad (8)$$

Whereas m and q are real numbers, the phase angle of the signal S_1 and therefore the behavior of the relay, will not be affected:

$$S_1' = \frac{V_{POL}}{(m+q)} = \frac{mV_1 + (m+q) \cdot (V_2 + V_0)}{m+q} + V_{Loop} \quad (9)$$

Dividing S_1 and S_2 by fault current (loop) the difference in phase angle between the signals is not changed, and the expression may be rewritten:

$$\begin{cases} S_1^* = \frac{mV_1 + (m+q) \cdot (V_2 + V_0)}{(m+q) \cdot I_{Loop}} + Z_{Loop} = Z_{Source-Eqv} + Z_{Loop} \\ S_2^* = Z_N \end{cases} \quad (10)$$

The value of $Z_{Source-Eqv}$ can be obtained:

$$S_1' = S_1^* I_{Loop} = Z_{Source-Eqv} + Z_{Loop} = \frac{V_{POL}}{(m+q)} \quad (11)$$

Finally, it is found that the expansion of the operating characteristic depends directly on the equivalent source impedance seen by the relay, which in turn depends on the chosen polarization voltage [9]:

$$Z_{Source-Eqv} = \frac{\frac{V_{POL}}{(m+q)} - V_{Loop}}{I_{Loop}} \quad (12)$$

The previous expression it is observed dependence of $Z_{Source-Eqv}$ in relation to the polarization voltages and phase voltage in short-circuit, so that its value is changed for each fault considered. This means that the characteristic obtained for $Z_{Source-Eqv}$ given applies only to the point of failure considered [9].

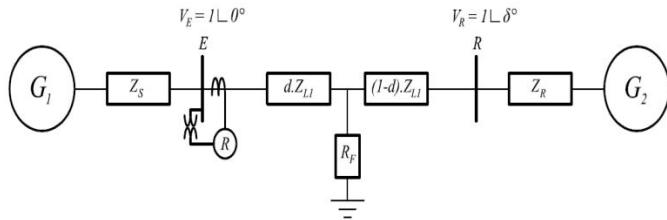
B. Fault Resistance

An important factor influencing to be considered in a distance relay is the fault resistance, which in turn reduces the effective range of ground fault of the protection zone 1 of relay, such that most faults are detected in time zone 2. A small reduction in zone 1 (it's instant) is acceptable, but the zone 2 (intermediate) must always go beyond the next busbar, i.e., the faults between busbars should not lead to action in zone 3 time. For this reason, the presence of fault resistance, its

effect must be introduced into equations and to the apparent impedance of the system [6].

In the case of phase-to-phase faults, the resistances are small, generally less than 0.5Ω . In involving earth faults, these can have values higher than 10Ω [2]. In some cases, may become very high as in abutting trees cables (from 50Ω to 100Ω order), downed conductors under high resistivity plots or even burned (in the order of 15 to 40Ω) [13].

Analyzing the radial transmission system used for simulations, shown in Fig. 2, it can be seen that the impedance is modified to include the fault resistance.



Source G ₁	Transmission Line
$Z_{s1} = 1,370625 + j6,52698 \Omega$	$51 \text{ km} / 230 \text{ kV} / d = 0,85$
$Z_{s0} = 5,409443 + j23,36004 \Omega$	$Z_{L1} = 0,10750 + j0,51192 \Omega/\text{km}$
	$Z_{L0} = 0,42427 + j1,83216 \Omega/\text{km}$
Source G ₂	$Y_{L1} = j3,30606 \mu\text{S}/\text{km}$
$Z_{R1} = 1,370625 + j6,52698 \Omega$	$Y_{L0} = j2,66707 \mu\text{S}/\text{km}$
$Z_{R0} = 5,409443 + j23,36004 \Omega$	$R_{AT} = 10 \Omega$
	$R_{BC} = 0,5 \Omega$

Figure 2. Single-line diagram of the electrical system studied

Considering a short-circuit-to-ground (AT), the voltage on phase A is given by:

$$V_A = dZ_{L1}(I_A + k_0 I_0) + R_F I_F \quad (13)$$

Where:

V_A is the phase voltage measured at the busbar E

d is the distance in p.u. the fault to the busbar E

Z_{L1} is the positive sequence impedance

R_F is the fault resistance

I_F is the total current flowing in R_F

Converting equation (13) in a measuring impedance by dividing all of the terms of I , where $I = I_A + k_0 I_0$, there is the impedance seen by the relay:

$$Z_{AT} = \frac{V}{I} = dZ_{L1} + \frac{R_F I_F}{I} \quad (14)$$

Analysis of the performance of polarized

For the radial system, $\angle I_F = \angle I$ and Z measures the reactance to the fault. As $R_F (I_F / I)$ is a real number, $\text{Im}(V/I) = d \cdot |X_{L1}|$, whichever R_F value.

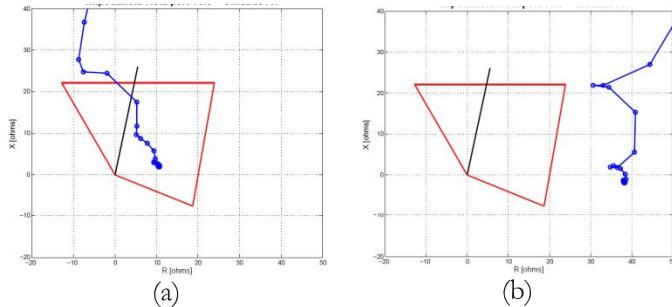


Figure 3. Influence of fault resistance in the range of the relay: (a) $R_F = 15$ ohms, (b) $R_F = 50$ ohms

One of the Quadrilateral relay advantages is the possibility of easier adjustment operation for high-resistance faults and would not be possible with the support of a conventional MHO relay. The advantage is that the resistive range can be selected through setting and is no longer limited by the MHO circle characteristic that is a particular problem in short lines [5].

DIGITAL RELAY IMPLEMENTATION

Analysis of Quadrilateral Polarized elements is accomplished by the fault of units that perform their functions for short-circuits in the busbar where they are installed, and maintained properly their directional characteristics for faults little ahead and little behind the busbar. To this end, the following block diagram presented in figure 4 shows the logic of the algorithm used in digital distance relay implemented:

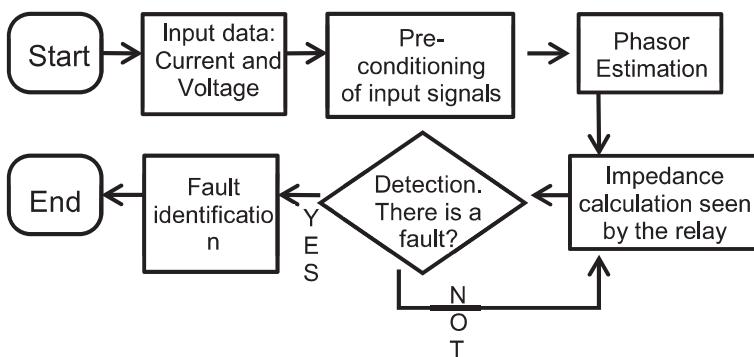


Figure 4. Block diagram of the implemented algorithm

C. Input data

It was decided to adopt the computer simulation methodology where the digital relay model was implemented using *MATLAB* software, and its behavior was verified using failure data generated by *EMPT-ATP* (Electromagnetic Transient Program) from the system shown in figure 2.

D. Pre-conditioning of input signals

Protective relays must filter its input signal to eliminate undesired quantities, keeping only the components of interest [12]. In order to avoid aliasing effects in the process estimation of phasor, a classic low-pass filter *Butterworth* second order with 100 Hz cutoff frequency was applied to the input signals, because of its simplicity and effectiveness.

The routines of later program the filtering process require data sampled at a frequency equal to:

$$f_a = NPC \cdot f_0 \quad (15)$$

where NPC represents the number of sampling points per cycle of the fundamental frequency, and f_0 is the fundamental frequency. A normalization rate was performed in the standardizing 960 Hz, or 16 points per cycle by a linear interpolation of the filtered data.

E. Phasor Estimation

A phasor estimator for application in fault location should take into consideration the fact that the current signals and post-fault voltage may have a DC component, and some harmonic content even after low-pass filtering. For the estimation task of fundamental phasor, it was chosen a variation of the method of least squares error *Sachdev & Baribeau*. In this approach, to determine the phasor were considered the voltage and current input signals, formed by a decreasing exponential and fundamental sine wave of the form:

$$y(t) = a_0 e^{-t/\tau} + a_1 \sin(\omega_0 t + \phi_1) + v'(t) \quad (16)$$

where ω_0 is the fundamental angular frequency and $v'(t)$, the error committed as they approached the samples by the composite function of exponential and sinusoidal. For application in electric power system can be an arbitrating the values 1 and 3 that refer to the 1st and 3rd harmonics. Then, the expression polynomial approximations for decreasing exponentially over the Taylor series, where it is truncated at the second term and the result is given by:

$$\begin{aligned} y(t) = a_0 - \left(\frac{a_0}{\tau} \right) t + \left(\frac{a_0}{2\tau^2} \right) t^2 + a_1 \sin(\omega_0 t + \phi_1) + \\ + a_3 \sin(3\omega_0 t + \phi_3) + v(t) \end{aligned} \quad (17)$$

Analysis of the performance of poralize

where $v(t)$ is the error $v'(t)$ above more the mistake that was made in considering only the first three installments of the Taylor expansion. Rewriting the above equation is otherwise using trigonometric identities, one has:

$$y(t) = \theta_1 + \theta_2 \sin(\omega_0 t) + \theta_3 \cos(\omega_0 t) + \theta_4 \sin(3\omega_0 t) + \theta_5 \cos(3\omega_0 t) + \theta_6 t + \theta_7 t^2 + v(t) \quad (18)$$

where the coefficients θ_1 to θ_7 corresponds to:

$$\begin{aligned} \theta_1 &= a_0; & \theta_2 &= a_1 \cos \phi_1; & \theta_3 &= a_1 \sin \phi_1; \\ \theta_4 &= a_3 \cos \phi_3; & \theta_5 &= a_3 \sin \phi_3; \\ \theta_6 &= -\frac{a_0}{\tau}; & \theta_7 &= -\frac{a_0}{2\tau^2} \end{aligned} \quad (19)$$

The function $y(t)$ can be written in matrix form, and the regressors vector and the vector of coefficients, given by:

$$\bar{x}^T(t) = [1 \quad \sin(\omega_0 t) \quad \cos(\omega_0 t) \quad \sin(3\omega_0 t) \quad \cos(3\omega_0 t) \quad t \quad t^2] \quad (20)$$

$$\bar{\theta}^T(t) = [\theta_1 \quad \theta_2 \quad \theta_3 \quad \theta_4 \quad \theta_5 \quad \theta_6 \quad \theta_7] \quad (21)$$

Taking samples $y(t_k) = y_k$ at discrete instants $t_k = \Delta t$, the vector $\bar{x}^T(t)$ becomes $\bar{x}^T(t_k)$ and the m equations can be written for the time k , i.e.:

$$\underbrace{\bar{y}}_{(m \times 1)} = \underbrace{\tilde{X}}_{(m \times 7)} \cdot \underbrace{\bar{\theta}}_{(7 \times 1)} \quad (22)$$

where \bar{y} is the vector of known samples \tilde{X} to the regressor matrix and $\bar{\theta}$ the vector of desired coefficients. The solution which minimizes the square error may be obtained by the method of pseudo-inverse, thereby determining the vector coefficients of $\bar{\theta}$ expressed by:

$$\bar{\theta} = (\tilde{X}^T \cdot \tilde{X})^{-1} \cdot \tilde{X}^T \cdot \bar{y} \quad (23)$$

The phasor associated with the key is using the coefficients θ_2 and θ_3 expressed by:

$$Y = \theta_2 + j\theta_3 = |Y| e^{j\beta} \quad (24)$$

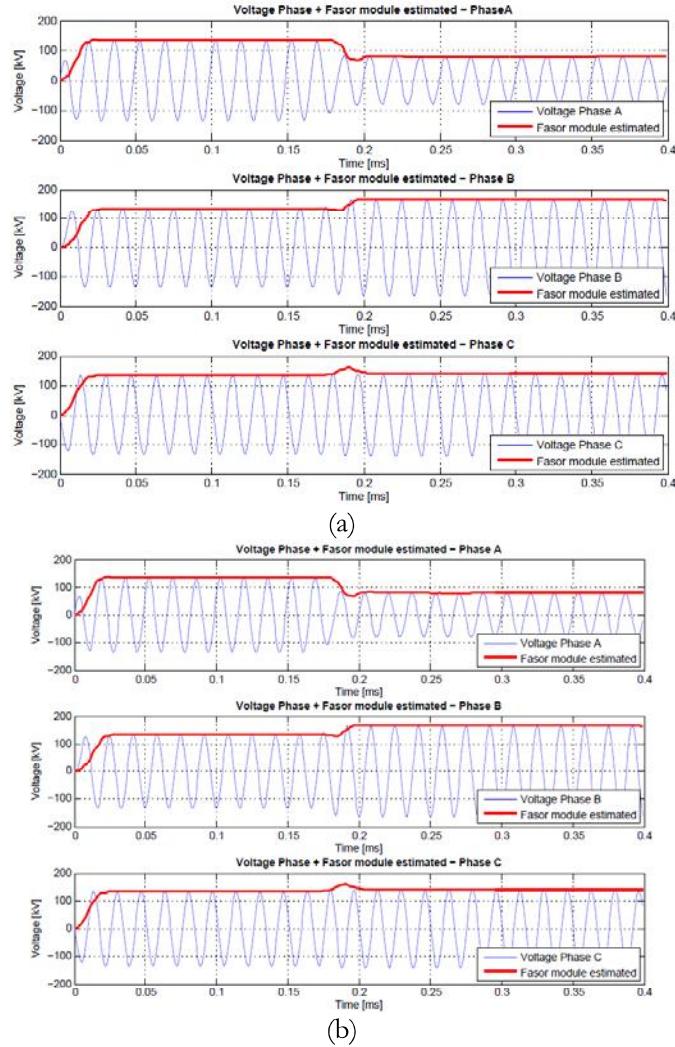


Figure 5. Phasor estimation, single-phase fault: (a) phase voltages, (b) phase current

The estimation algorithm phasor voltage obtained the corresponding phasor of the electric system from the calculation of fault loops AT, as can be seen from figure 5. The same procedure was adopted for BC faults.

F. Impedance calculation seen by the relay

The behavior of the impedance and the protection zone are analyzed dynamically and graphically using *MATLAB* from the applied polarizations. For the condition of not operating any fault of unity the impedance is located outside the protection zone. The decision operation is performed for each time comparing the impedance value with the value associated with the specified range of the transmission system to be protected [14].

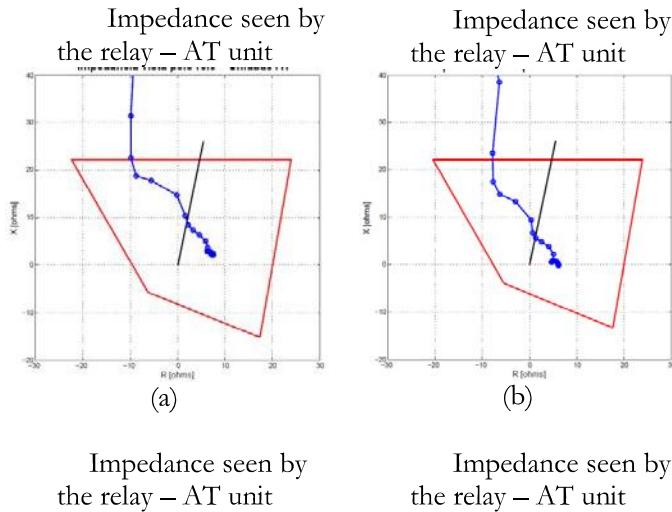
Analysis of the performance of polarized

The apparent impedance is calculated differently for different fault types [8]. The apparent impedance for a fault AT is calculated by:

$$Z_{AT} = \frac{V_A}{I_A + k_0 I_0} \quad (25)$$

where V_A and I_A are the phasor voltage and current phase of the missing, I_0 is the phasor sequence component zero. This apparent impedance seen by the protection relay is achieved by the combination of voltage and current phasors for this calculation. The impedances Z_{L1} and Z_{L0} represent, respectively, the sequence impedance positive and zero of the transmission line per unit length. During the occurrence of a fault distance relay is based on the calculated impedance so that can make the decision as to whether or not the opening command associated circuit breaker. This calculation was performed through the phasors at the fundamental frequency, which is the most used in commercial relays. In the case of an open short-circuit, the impedance measured is directly proportional to the distance between the relay point and the defect.

In figure 6 is shown a single phase fault using the Single Polarization. In this case, the critical situation corresponds to the phase-to-earth, where the reduction of the equivalent source impedance is higher for larger k_0 values [9].



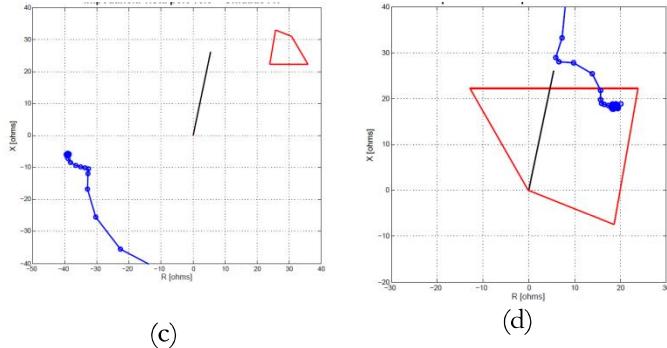
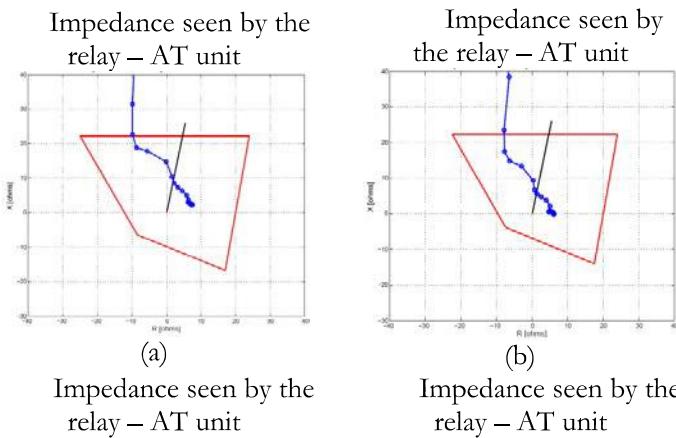


Figure 6. Quadrilateral Relay Single Polarization – Fault AT ($R_F = 10\Omega$), zone 1 with 85% of LT: (a) 5 km ahead of the busbar, (b) in the busbar, (c) 5 km behind of the busbar, (d) 38,25 km in far ahead of the busbar

It is observed similarities in the responses of figure 6 (a) and 6 (b) and the displacement of the protection zone to fully encompass the apparent impedance of fault. In figure 6 (c), which is a reverse fault, the protection zone moved away from the origin and reduced size correctly causing the relay was not sensitized, and therefore the protection was not actuated. In figure 6 (d) it is shown that for distant faults busbar, the expansion of the protection zone does not occur since the voltage does not drop sharply.

In figure 7 the relay realized satisfactorily the line protection, since the minimum equivalent source impedance caused a sufficient expansion of the relay characteristic ensuring the detection of the failure. In this type of polarizations voltage phase failure in itself composes together with the quadrature voltage of the polarization signal. It has been found that the combination of these voltages contributed to the expansion of all the protection areas. Figure 7 (a) e 7 (b) shows the performance of the relay in fault near of the measuring busbar, and in this condition the relay would operate because of the weighting applied through the quadrature factor q , thus demonstrating its direct relation to the expansion of the zone protection.



Analysis of the performance of polarize

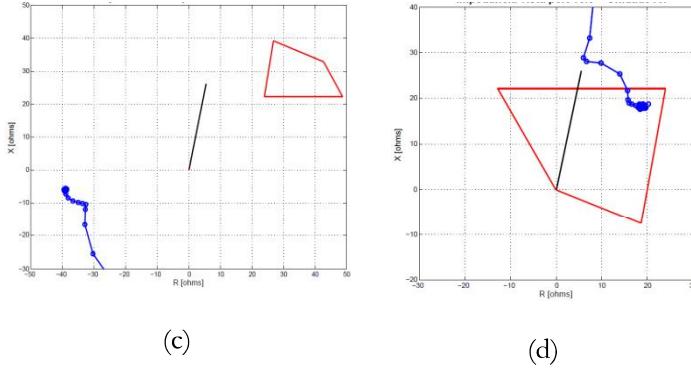


Figure 7. Quadrilateral Relay Dual Polarization – Fault AT ($R_F = 10\Omega$), zone 1 with 85% of LT: (a) 5 km ahead of the busbar, (b) in the busbar, (c) 5 km behind of the busbar, (d) 38,25 km in far ahead of the busbar

In figure 7 (c) the relay protection zone moved away from the defect that occurred on the line, as expected. For defect away from the bus has been found that the protection zone maintained its fixed behavior, as figure 7 (d). Reverse faults provide current in the reverse direction that are well above those that the relay would expect to see in service, based on the line impedance settings [1]. With this, the directional element blocks the operation of the distance relay.

With regard to the Dual Polarization with memory the figure 8 illustrates the main feature, which is maintaining the pre-fault voltage for a few cycles ensuring operation of the distance relay [14]. The time required to use such polarization artifice is the time required for the relay to see the fault and make the decision on its operation or not. $\frac{1}{4}$ cycle was used for decision making after the impedance enter the protection zone. The larger expansion of the protection zones occurred in this polarization, as expected, since the polarization voltage consists of the sum voltage of the fault unit, more the memory voltage and the quadrature voltage.

Impedance seen by the
relay – AT unit

Impedance seen by the
relay – AT unit

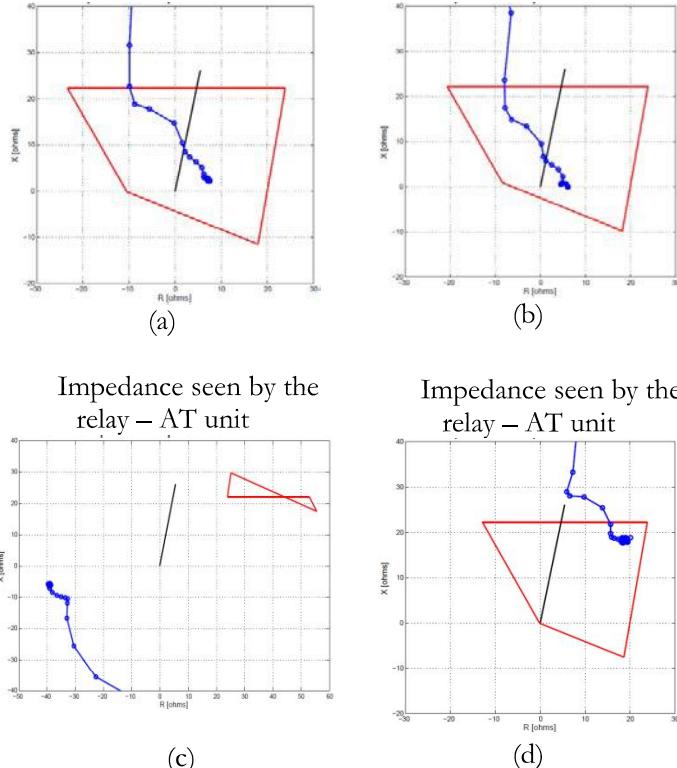


Figure 8. Quadrilateral Relay, Dual Polarization with memory – Fault AT ($R_F = 10\Omega$), zone 1 with 85% of LT: (a) 5 km ahead of the busbar, (b) in the busbar, (c) 5 km behind of the busbar, (d) 38,25 km in far ahead of the busbar

For reverse faults the directional line shown in figure 8 (c) will move forward by approximately the line impedance more the source impedance of the remote end. Depending on the situation, the directional lines can move a little forward, making it occurs a cross of the protection zone lines. However, this condition does not affect the functionality of the relay.

Adding load to the equation complicates matters somewhat in the sense that now a drop in voltage occurs across the source impedance at the local end and across the source and line impedance as seen by the relay for faults behind the relay. The voltage drop is a function of the load current and results in a magnitude and phase angle change from the source voltage at the generators. This angular change, as a result of the load current, causes a further angular deviation of the directional characteristic.

For phase-to-phase faults involving or not the earth, the calculation of the apparent impedance is obtained by:

$$Z_{BC} = \frac{V_B - V_C}{I_B - I_C} \quad (26)$$

Analysis of the performance of polarize

where V_B , V_C , I_B and I_C represent the phasor voltage and current phases in fault. In case of three-phase faults both shown may be used to calculate the apparent impedance.

Similarly to AT, the Single Polarization was adequate for BC failures and a small decrease in the protection zone, as shown in figure 9. To increase the relay protection zone other values for the weighting factors could be adopted. It was also found that this decrease was due to the characteristic of failure, since it has low fault resistance and involves two phases of the circuit.

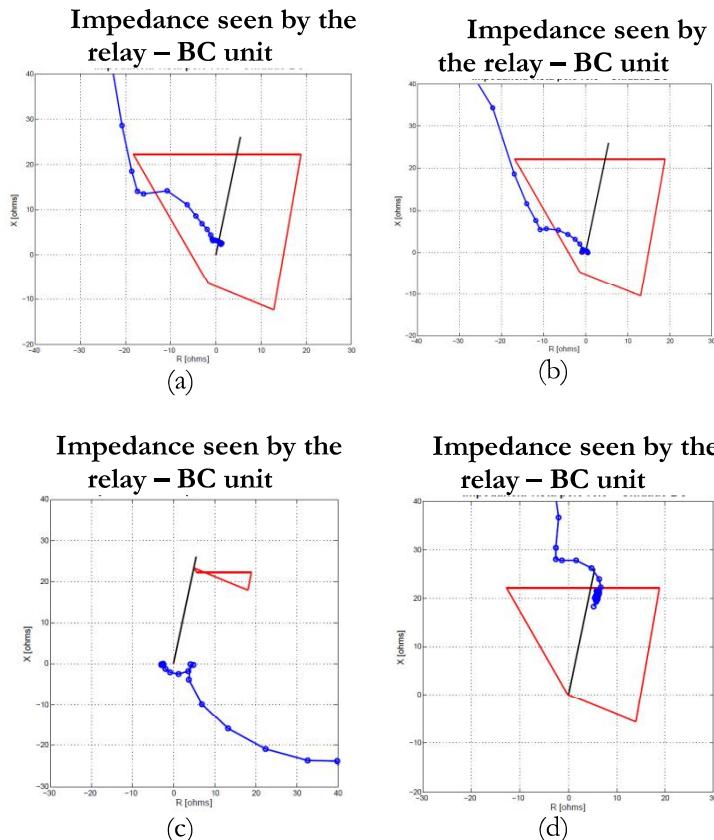


Figure 9. Quadrilateral Relay, Single Polarization – Fault BC ($R_F = 10\Omega$), zone 1 with 85% of LT: (a) 5 km ahead of the busbar, (b) in the busbar, (c) 5 km behind of the busbar, (d) 38,25 km in far ahead of the busbar

In figure 10 and 11 responses from the simulations are presented using the Dual Polarization and Dual with memory, respectively. Such responses have little differentiation regarding the characteristic of the protection zones, and all of which realize the protection task correctly of the line.

Impedance seen by

Impedance seen by

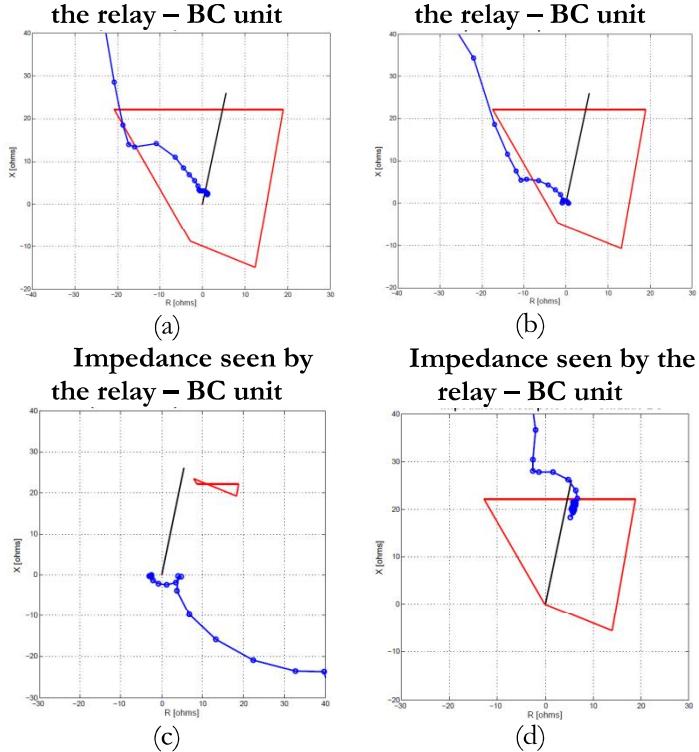


Figure 10. Quadrilateral Relay, Dual Polarization – Fault BC ($R_F = 10\Omega$), zone 1 with 85% of LT: (a) 5 km ahead of the busbar, (b) in the busbar, (c) 5 km behind of the busbar, (d) 38,25 km in far ahead of the busbar

The expansion of protection zones can be made by weighing the factors m and q , consequently the resistive reach will be changed. This fact denotes that care should be taken in modifying these variables. The operation of the distance relay via memory voltage showed equally to other polarizations, i.e., appropriate for the fault protection next to the busbar or reverse faults, as shown in figure 10 (a) and 10 (b), respectively.

In the case of a three-phase fault, the voltage level is reduced severely, and the relay loses the polarization signal, besides the impossibility of obtaining quadrature voltages. The polarization for memory voltage is the form that ensures the directionality for three-phase short-circuit near the relay. The majority of relay incorporates Dual Polarization and memory voltage to ensure the reference in three-phase short-circuits [14].

Impedance seen by the
relay – BC unit

Impedance seen by the
relay – BC unit

Analysis of the performance of polarize

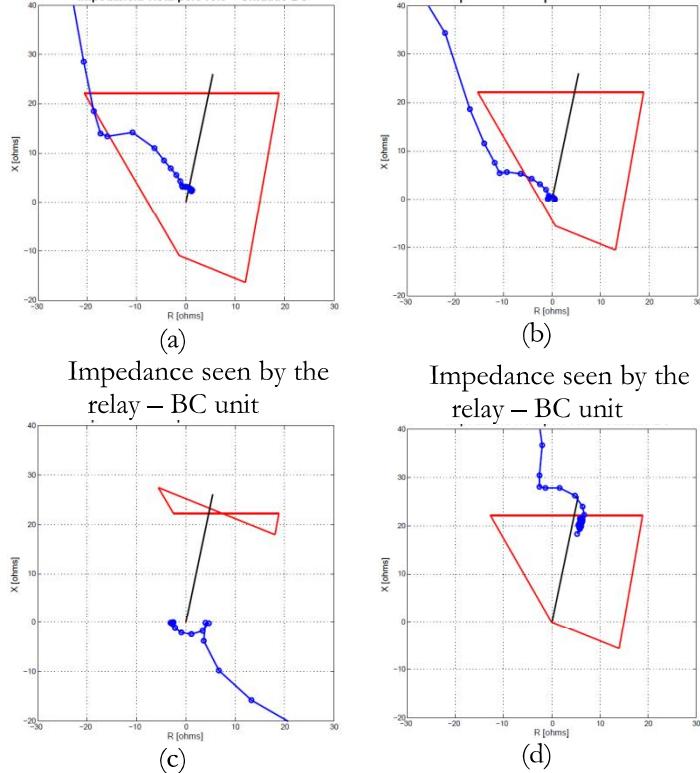


Figure 11. Quadrilateral Relay, Single Polarization – Fault BC ($R_F = 10\Omega$), zone 1 with 85% of LT: (a) 5 km ahead of the busbar, (b) in the busbar, (c) 5 km behind of the busbar, (d) 38,25 km in far ahead of the busbar

G. Fault Detection

The method used to detect was the phasor estimation consisting in estimating future samples from current samples, and if the samples estimated present substantial differences from the estimated values, the fault hijis detected [4].

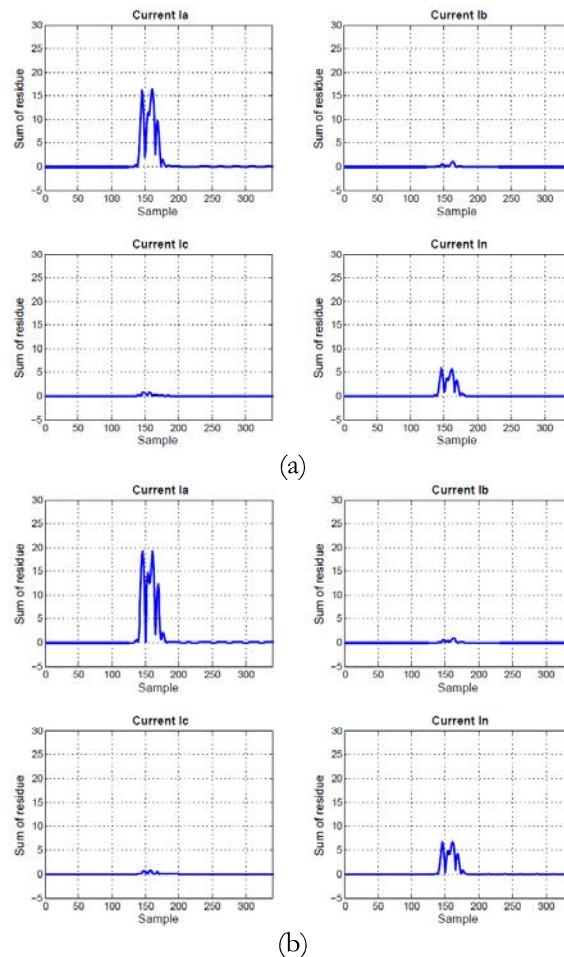
Since the sampled values are known, resulting from low pass filtering by y , and the estimated values \hat{y} , the calculation of the residue is:

$$r_k = y_k - \hat{y}_k \quad (27)$$

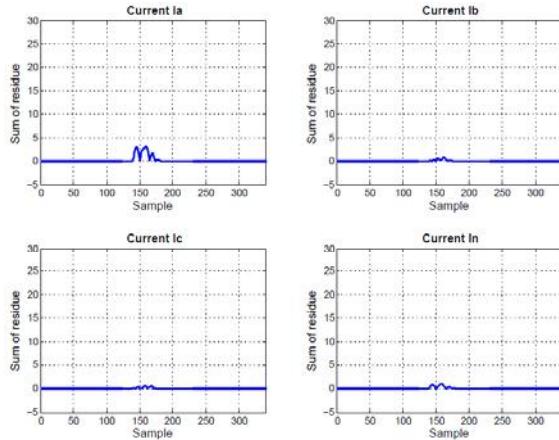
In order to define the instant of occurrence of the fault, it can seen the transient state of the data registering residue generated and summing the modulus value to each data window [11], so that:

$$M_k = \sum_{i=0}^{NPC-1} |r_{k-i}| \quad (28)$$

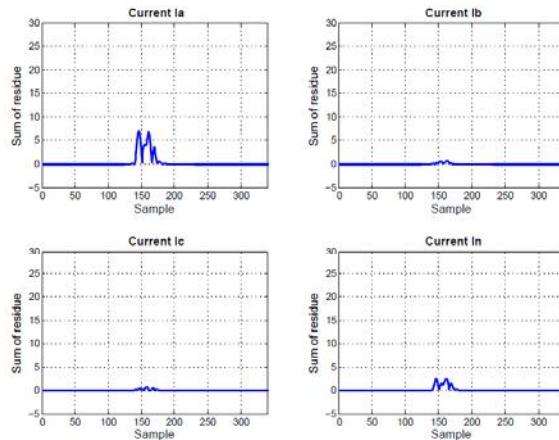
where M_k is the verification value of the transient state at each instant k , r_{k-i} is the residue generated by the sample $k - i$ of the data window, and NPC is the number of sampling points per cycle of the fundamental. Any significant change in the value of M indicates that there was a transient.



Analysis of the performance of poralize



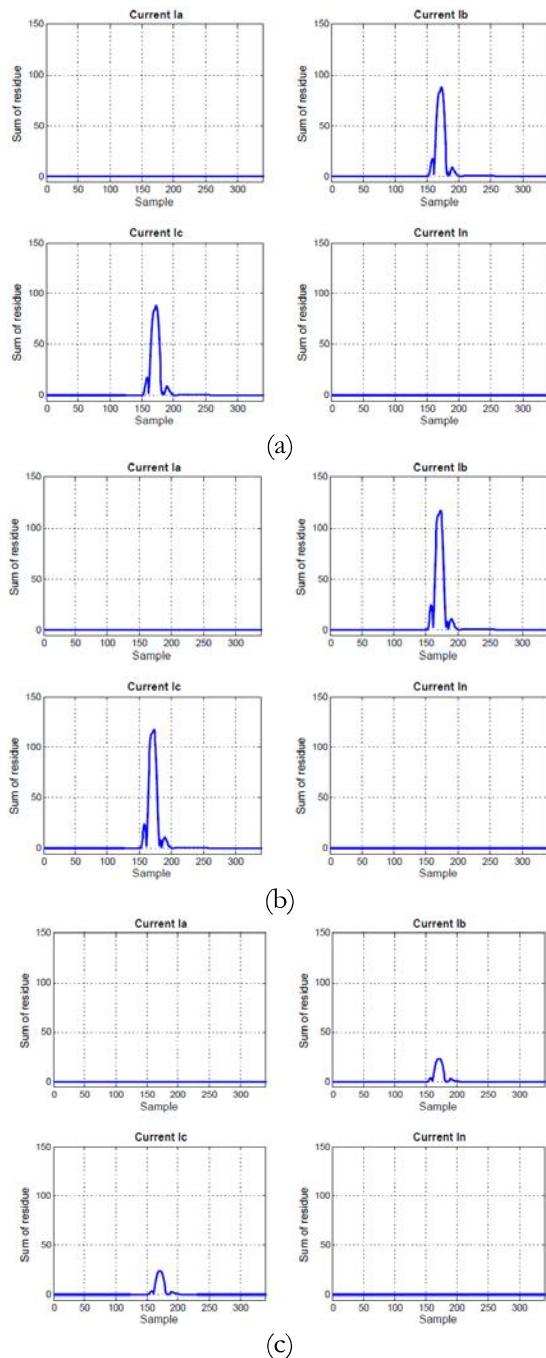
(c)



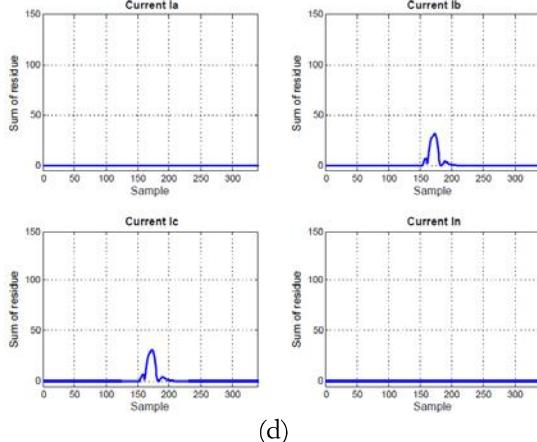
(d)

Figure 12. Curve M of a fault AT, instant detection of the fault: (a) 5 km ahead of the busbar, (b) in the busbar, (c) 5 km behind of the busbar, (d) 38,25 km in far ahead of the busbar

The figure 12 and 13 illustrate the sum of residue for faults AT and BC, respectively. It is noted graphically the statement of the phases involved in the defect. For the AT defect the peak value of the curve M is lower than to the BC defect, and this fact occurs due to limitation caused by the fault of resistance in each case. The AT faults have higher fault resistance values than BC faults, then lower peak values for the variable M will be obtained for this type of fault.



Analysis of the performance of poralize



(d)

Figure 13. Curve M of a fault BC, instant detection of the fault: (a) 5 km ahead of the busbar, (b) in the busbar, (c) 5 km behind of the busbar, (d) 38,25 km in far ahead of the busbar

It is noteworthy that this relay step does not indicate the type of fault occurred, but, the phases involved in the fault. It is noted that the peak value regarding the curve M of the reverse fault BC was high; however, this fact does not indicate relay operation. For faults away from the measurement busbar has been found that lower values of the curve M were achieved. Thus, the farther away is the fault of the busbar, the lower the values for this variable.

H. Fault Classification

The classification uses the current phasors of the three phases, where phasors of line currents (I_a , I_b and I_c) and zero sequence component (I_0) are compared. For see if the fault involves or not the earth, it is necessary to get I_0 , because the magnitude of zero sequence component grows for faults involving earth. The faults are classified according to table 3 [4]:

Table 3. Fault classification

Condition	Fault type
$I_b < qI_a$ e $I_c < qI_a$	AT
$I_a < qI_b$ e $I_c < qI_b$	BT
$I_a < qI_c$ e $I_b < qI_c$	CT
$I_c < qI_a$ e $I_b \approx I_a$ e	$I_0 > I_{min}$ ABT
	$I_0 < I_{min}$ AB
$I_a < qI_b$ e $I_c \approx I_b$ e	$I_0 > I_{min}$ BCT
	$I_0 < I_{min}$ BC
$I_b < qI_a$ e $I_a \approx I_c$ e	$I_0 > I_{min}$ ACT
	$I_0 < I_{min}$ AC
$I_a \approx I_b \approx I_c$	
ABC	

The parameter q is the ratio of the phase currents before and after the fault occurrence, and depends on the system configuration.

CONCLUSION

In this article evaluated the performance of the Quadrilateral distance relay to various forms of polarizations and the expansion characteristics through the protection zone. Graphically presented the simulated results for a specific electric system settings and typical.

Through Single Polarization was observed the importance of the quadrature voltage, because this enables the relay to be correctly polarized at zero voltage faults in fault mesgh and through the combination of phases that are not affected by the short circuit, the voltage is obtained quadrature.

With respect to the Dual Polarization, this proved to be a suitable alternative to defects near the busbar protection, since this allows for at least one phase without defect in polarized voltage (for majority of fault). Moreover, this type of polarization becomes invalid for three-phase faults since all the voltages of the phases cancel each other out, and similarly, also protection is canceled guarantee.

Voltages of memories applied to the Dual Polarization are exceedingly important especially in three-phase faults, for in defects of this nature, all phases are affected by the short-circuit, so these memory voltages are used for the relay to correctly perform line protection in question. For digital relays, memory polarization uses a few cycles before the moment of the fault, thus ensuring the relay polarization signal. The appropriate behavior of the relays have been confirmed front of reverse faults, which correctly showed distance from the fault point and not relay operation for this type of defect have been confirmed.

Finally, the fault detection indicated by the sum of residue involvement of phases for each defect, thus demonstrating the importance of this stage in such a relay. Thus, it is possible to determine the instant at which the defect occurred in the transmission line, making it possible the separation of pre-fault and post-fault data. The identification of the fault is correctly performed by comparison of current values and conditions specified for each type of failure.

REFERENCES

- [1] Alex Polikoff. 2006. *Testes dos Elementos de Distância de Terra dos Relés de Distância SEL*. Guia de Aplicação, Vol. 3, AG2006-02.
- [2] Blackburn, J. L. 1987. *Protective Relaying: Principles and Applications*. New York: Marcel Dekker, p. 545.

Analysis of the performance of polarize

- [3] Cook, V. 1985. *Analysis of Distance Protection*. Letchworth, Hertfordshire, England: Wiley.
- [4] Coury, D. V., Oleskovicz, M., Giovanini, R. 2007. *Proteção Digital de Sistemas Elétricos de Potência: dos relés eletromecânicos aos microprocessadores inteligentes*. São Carlos, SP, Brazil: EESC-USP.
- [5] Holbach, J., Vablamani, V., Y. Lu, Y. 2008. *Issues and Solutions in Setting a Quadrilateral Distance Characteristic*. In: 61st Annual Conference for Protective Relay Engineers, College Station, TX.
- [6] Humpage, W. D.; Kandil, M. S. 1968. *Discriminative performance of distance protection under fault operating conditions*. Proc. IEE, Vol. 115, No. 1, January.
- [7] IEEE. 1979. *Tutorial Course*. Computer Relaying, 79 p.
- [8] Lewis, W. A.; Tippett, L. S. 1947. *Fundamental basis for distance relaying on 3-phase systems*. American Institute of Electrical Engineers, Transactions of the, Vol. 66, n. 1, p. 694 –709.
- [9] Moraes, R. M.; Ordacgi Fo, J. M., Sollero, R. B. 2005. *Effects of polarizing voltages on the choice of distance protections for series compensated transmission lines*. Study Committee B5 Colloquium, Calgary, Canada.
- [10] Pereira, C., Cruz, F. C. 1999. *Análise do Comportamento Estático e Dinâmico dos Filtros Digitais de Mínimos Quadrados na Proteção de Linhas de Transmissão*. In: XV SNPTEE, Foz do Iguaçu, Brazil.
- [11] Phadke, A. G.; Thorp, J. S. 2009. *Computer Relaying for Power Systems*. 2a ed., West Sussex, UK: John Wiley & Sons Inc, p. 259.
- [12] Schweitzer, E. O., Roberts, J. 1993. *Distance Relay Element Design*. In: Fortysixth Annual Conference for Protective Relay Engineers, p. 66.
- [13] Silveira, E. G. 2007. *Localização Digital de Faltas Em Linhas de Transmissão Com Utilização dos Dados de Um Terminal*. Doctoral thesis, UFMG.
- [14] Siqueira, M. C. 2007. *Desempenho da proteção de distância sob diferentes formas de polarização*. Masters dissertation, UFRJ.

Correspondencia

Clever Pereira

clever@ufmg.br