

Calidad del agua y sedimento en el lago de Maracaibo, estado Zulia

Giovany José-Bracho
José Quintín Cuador-Gil
Rosa Margarita Rodríguez-Fernández

Resumen

Se analizó el agua y el sedimento del lago de Maracaibo en seis estaciones de muestreo distribuidas de norte a sur del lago. Los parámetros físico-químicos y ambientales fueron determinados y establecidas las relaciones entre estos y las áreas afectadas por descargas de aguas residuales, depósitos de basura, residuos industriales líquidos y sólidos, actividad petrolera y agrícola y materiales orgánicos acarreados por ríos y drenajes pluviales. Se evidenció la contaminación por incremento de nutrientes (nitrógeno y fósforo) en las zonas influenciadas por los ríos y vertederos de agua residual y se validó la presencia de una cuña salina por la penetración al lago de las aguas del golfo de Venezuela. Las concentraciones de metales pesados están por debajo de los límites permisibles para el agua; en los sedimentos es muy heterogénea..

Palabras clave: lago de Maracaibo; calidad del agua; contaminación ambiental; metales pesados

Maracaibo lake water and sediment quality, Zulia State

Abstract

The Maracaibo Lake water and sediment were tested in six sampling stations distributed in the north and south of the lake. The physicochemical and environmental parameters were determined as well as the relation was established between these parameters and the areas affected by waste discharge, landfills, liquid and solid industrial wastes resulting from oil prospection and agricultural activities and organic material carry-overs in rivers and pluvial drainage. This shows a level of contamination caused by increased content of nutrients (nitrogen and phosphorus) in the areas adjacent to the rivers and residual water discharge. It was observed that a saline wedge was formed due to the penetration of lake waters coming from the Gulf of Venezuela. The concentration of heavy metal was below permissible levels in the water and very heterogeneous in the sediments.

Keywords: Maracaibo Lake; water quality; environmental contamination; heavy metals.

1. INTRODUCCIÓN

El lago de Maracaibo se conecta en su extremo norte con el golfo de Venezuela por un estrecho de 55 km. La entrada al lago de barcos de gran calado propicia un mayor intercambio de aguas entre el mar y el lago, aumentando su salinización (Ramírez 2004).

La cuenca de Maracaibo es una de las zonas de mayor riqueza petrolífera del mundo. La intensa explotación de este recurso llevó a decretar el 11 de julio de 1928 la "Ley de vigilancia para impedir la contaminación por petróleo de las aguas del lago", en la cual se reconocía el grave peligro que esta actividad le generaba al ambiente al deteriorar la capacidad de los ecosistemas acuáticos (Corona-Lisboa 2013). Hoy día se evalúa la calidad del agua a través del Decreto 883 "Normas para la clasificación y el control de la calidad de los cuerpos de agua y vertidos o efluentes líquidos" (Gaceta Oficial 1996).

Las operaciones petroleras en la cuenca del lago de Maracaibo iniciaron a mediados del siglo XX. La magnitud de estas operaciones hace inevitable algunas descargas de crudo a las aguas del lago, debido a rupturas de tuberías u otro tipo de accidente inherente a las operaciones de producción y transporte de petróleo, registrándose aproximadamente 1 800 derrames en los últimos diez años, según la asociación para la conservación del lago de Maracaibo (Castros 2007).

Desde 1924 las aguas del lago han venido experimentando un cambio en su composición química debido a la explotación petrolera. A partir de 1956 un incremento continuo en la concentración salina se ha venido produciendo a causa de la penetración de aguas desde el golfo de Venezuela, convirtiendo las aguas del lago en no aptas para el consumo humano, agrícola o industrial (Hidalgo 2009).

Con base en lo anterior se realizó un estudio, a través de la Gerencia de Operaciones Acuáticas, que coordina el plan de muestreo para evaluar la calidad del agua y los sedimentos del lago de Maracaibo.

2. MATERIALES Y MÉTODOS

El sistema del lago de Maracaibo está conformado por el golfo de Venezuela, bahía El Tablazo, estrecho de Maracaibo, lago propiamente dicho y ríos tributarios.

Se evaluó la calidad del agua y los sedimentos del lago de Maracaibo a través de seis puntos de muestreo con el objetivo de evaluar agua y sedimento en tres zonas del lago. Estas zonas se seleccionaron debido a que las mismas cubren tres ejes de interés hidrológico asociado al lago.

Zona I. Zona de intercambio de agua entre el golfo y el lago.

Zona II. Zona de influencia entre la bahía El Tablazo, el canal de navegación y el área de influencia del río Limón, caracterizada por ser un centro de operaciones de actividad petrolera en el lago, ubicada a 8 km de la desembocadura del río Palmar.

Zona III. Zona sur del lago correspondiente a las estaciones de mayor profundidad, donde se desarrolla la mayor actividad operacional petrolera. Constituye un delta donde convergen los ríos de Mérida, Táchira y Colombia que alimentan al lago, cercano a varias ciudades y pueblos, con gran actividad agropecuaria y pesquera, ubicada a 9 km de la desembocadura del río Catatumbo.

De la misma manera las estaciones de muestreo fueron seleccionadas debido a su cercanía con las zonas de influencia, condición de acceso y operación para embarcaciones y punto de referencia de fácil ubicación para muestreos futuros (Figura 1).



Figura 1. Ubicación geográfica de estaciones de muestreo y ríos.

2.1. Metodología de muestreo

Para la obtención de muestras de agua y sedimento se utilizaron los siguientes equipos:

- Una bomba de diafragma, para captar un total de dos muestras de agua en cada una de las seis estaciones de muestreo de la siguiente manera: una muestra de agua en superficie y otra a 0,5 m del fondo.
- Una Draga Ekman, donde en cada una de las seis estaciones se colectaron dos muestras en sedimento para determinar la cantidad de metales pesados.

Los parámetros medidos fueron: temperatura, pH, conductividad, oxígeno disuelto, salinidad y profundidad. Todos se determinaron a un metro, en la profundidad de la haloclina y a 0,5 m del fondo, mediante la utilización de una sonda Hydrolab H₂O, la cual registra la profundidad.

2.2. Análisis físico-químico en muestras de agua y sedimento

A las muestras de agua se les determinó en el laboratorio los siguientes parámetros: hidrocarburos totales (TPH), demanda química de oxígeno (DQO), fenoles, fósforo total, sólidos suspendidos totales (SST), sólidos disueltos totales (SDT), sólidos totales (ST), nitratos, nitritos, turbidez, bario, cromo, mercurio, plomo, zinc. A las muestras de sedimento se les determinó: TPH, As, Ba, Cr, Fe, Pb, Zn y V. Para los análisis se siguieron los procedimientos descritos en el "*Standard Methods for the Examination of Water and Wastewater*" 20th Edition; mientras las muestras sedimento se analizaron siguiendo los procedimientos descritos en EPA (1997).

3. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

3.1. Caracterización físico-química de agua y sedimentos del lago

Los valores obtenidos, de los análisis realizados a las muestras de agua, (Tabla 1) permitieron determinar que todos los puntos de muestreo presentaron concentraciones de THP y fenoles mayores a los permitidos, lo que evidencia la contaminación por hidrocarburos debido a la estrecha relación entre ambos.

De igual manera, se demostró que las concentraciones de sólido disuelto fueron excedidas en las estaciones 1 y 4 en superficie y en fondo en la estación 4. También se observó que los nitratos y nitritos excedieron los límites en superficie en la estación 4 y en fondo en la 2. Finalmente, se detectaron niveles de oxígeno disuelto por debajo de los permisibles en la estación 5 y en la 6 en fondo. En referencia a los demás parámetros evaluados en los puntos de muestreo se mantuvieron por debajo de los límites permisibles del Decreto 883.

En referencia a los metales presentes en el agua se observan valores de concentraciones del Ba, B, Cr, Fe, Cd, Pb y Zn en todas las estaciones de muestreo (superficie y fondo) por debajo de los niveles permisibles por el Decreto 883 (Marcovecchio y Freije 2013).

Tabla 1. Caracterización físico-química del agua y sedimentos del lago

Elemento o Compuesto	Aceites minerales e hidrocarburos	Detergentes	Fenoles	Sólidos disueltos totales	Nitritos + Nitratos (N)	Bario total	Boro	Cromo total	Hierro total	Mercurio total	Plomo total	Zinc
Estación de muestreo	Límite Decreto 883											
	0,3 mg/l	1,0 mg/l	0,002 mg/l	3 000 mg/l	10,0 mg/l	1,0 mg/l	0,75 mg/l	0,05 mg/l	1,0 mg/l	0,01 mg/l	0,05 mg/l	5,0 mg/l
1	3,16	<0,05	<0,05	6 794	3,11	0,027	<0,30	<0,001	0,123	<0,001	<0,002	<0,01
2	4,14	<0,05	<0,05	2 928	7,81	0,028	<0,30	<0,001	0,075	<0,001	<0,002	<0,01
	2,58	<0,05	<0,05	2 854	10,59	0,028	<0,30	<0,001	0,086	<0,001	0,005	0,032
3	3,05	<0,05	<0,05	2 212	6,20	0,028	<0,30	<0,001	0,026	<0,001	0,005	0,020
	3,16	<0,05	<0,05	2 298	4,49	0,029	<0,30	<0,001	0,060	<0,001	0,005	0,017
4	2,89	<0,05	<0,05	1 818	18,61	0,028	<0,30	<0,001	0,458	<0,001	0,009	<0,01
	3,70	<0,05	<0,05	2 340	0,26	0,028	<0,30	<0,001	0,023	<0,001	0,008	0,017
5	2,90	<0,05	<0,05	3 244	0,26	0,027	<0,30	<0,001	0,008	<0,001	0,007	<0,01
	4,27	<0,05	<0,05	3 160	0,26	0,028	<0,30	<0,001	0,012	<0,001	0,016	0,042
6	3,65	<0,05	<0,05	2 350	0,26	0,027	<0,30	<0,001	0,021	----	0,004	0,010
	4,81	<0,05	<0,05	2 145	0,31	0,027	<0,30	<0,001	0,066	<0,001	0,014	0,032

3.2. Análisis de la distribución de contaminantes en el lago

En las estaciones 1, 2 y 3 existe un mezclado homogéneo producto de la penetración de agua salina del golfo hacia el lago, causado por el régimen de marea. De la misma manera en las estaciones 4, 5 y 6 se presenta una tendencia de intrusión de una cuña salina producto de la diferencia de densidad entre el agua dulce y el agua salada, convirtiéndose en una masa de agua menos homogénea. Esto se puede apreciar en el comportamiento de la salinidad en los puntos de muestreo, a pesar de la influencia del agua dulce que proviene de los ríos Catatumbo y Palmar. Las zonas influenciadas por la desembocadura de los ríos pueden tener composición salina diferente.

En la Tabla 2 se aprecia un incremento en la conductividad y salinidad hacia el norte, debido a la intrusión salina de agua de mar a través del canal de navegación. En la estación 5 existe un incremento notable de la conductividad, la misma es atribuida a la intensa actividad petrolera en el centro del lago.

Tabla 2. Resultados de análisis físico-químicos

Profundidad	Elemento, Compuesto o Parámetro	oxígeno disuelto	Demanda biológica de oxígeno mg/l	Demanda química de oxígeno mg/l	DBO/DQO	Fósforo totales mg/l	Sólido en suspensión mg/l	Sólido totales mg/l	Turbidez NTU	Temperatura °C	Conductividad mS/m	pH	Salinidad %
	Límites permisibles Decreto 883	>4,0 mg/L	---	---	---	---	---	---	<25	---	---	6,0-8,5	---
0	1	10,5	2,0	312	0,0064	0,06	80	6 920	1,02	27,50	13,99	7,30	8,43
0	2	9,8	2,0	16	0,125	0,08	26	3 054	1,82	28,17	6,17	7,76	3,80
12		8,3	2,0	16	0,125	0,09	2	2 960	1,82	28,50	6,40	7,67	3,20
0	3	8,9	2,0	22	0,091	0,09	38	2 350	1,02	29,59	4,71	7,58	2,40
10		7,8	2,0	22	0,091	0,09	38	2 416	1,02	31,30	4,82	7,80	2,43
0	4	6,7	5,00	22	0,223	0,09	4	1 866	2,61	29,5	4,40	7,88	2,30
10		5,4	6,00	22	0,273	0,09	4	2 369	1,82	29,33	4,50	7,88	2,36
0	5	5,7	4,00	27	0,148	0,14	6	3 320	<1	29,30	6,10	7,80	3,29
27		0,7	8,25	22	0,375	0,16	6	3 234	----	29,06	6,10	7,10	3,29
0	6	8,6	6,00	22	0,273	0,09	4	2 404	<1	29,90	3,80	7,74	1,88
27		2,7	7,10	16	0,444	0,10	6	2 178	1,82	29,30	4,70	7,63	2,50

En base a lo descrito anteriormente se puede apreciar que la salinidad y conductividad presentan una distribución uniforme de sus valores en el lago. Ese comportamiento se refleja de igual forma respecto a los sólidos disueltos totales y sólidos totales, los que mantienen un patrón de uniformidad en los valores de la columna de agua, donde solo se puede apreciar un aumento de sólido disuelto en el fondo de la estación 4, el cual se puede atribuir al centro de operación petroleras y al material arrastrado del río Palmar. Su desembocadura se encuentra a solo 8 km de la estación de muestreo.

Se obtiene la misma tendencia de uniformidad relacionada a la salinidad, conductividad, sólidos disueltos totales y sólidos totales. Respecto al comportamiento del pH, el mismo se encuentra en un rango permisible según el Decreto 883 que establece valores entre 6 y 8,5. El comportamiento de este indicador en el área se muestra en la Figura 2. En la estación 5 se reporta el valor máximo de acidez.

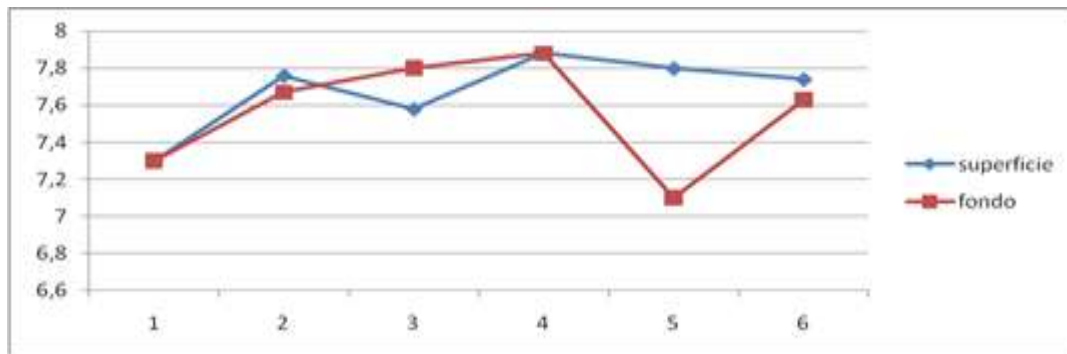


Figura 2. Comportamiento del pH.

Analizando la relación de pH y O_2 disuelto en superficie y fondo, en las estaciones de muestreo 1, 2 y 3 se observó un incremento del oxígeno disuelto con una disminución no significativa del pH. Este comportamiento se atribuye a la poca actividad fotosintética y a la influencia del sistema de oleaje de las aguas del golfo, mostrándose tanto para superficie y fondo un premezclado homogéneo hacia la desembocadura con la bahía El Tablazo y el golfo.

Al atender el comportamiento de estos parámetros en las estaciones de muestreo 4, 5 y 6 se observó un aumento no significativo del pH y disminución del oxígeno disuelto, lo que se atribuye a una máxima concentración de materia orgánica y por ende a mayores procesos biológicos. Este proceso se observa de manera similar tanto en superficie como en fondo, a excepción de la zona caracterizada por un delta donde convergen los ríos de Mérida, Táchira y Colombia, que alimentan al lago de Maracaibo.

Este comportamiento general se puede atribuir al incremento de oxígeno producto de la oxidación de materia orgánica concentrada en el sedimento arrastrado por los ríos Catatumbo y Escalante y a la estratificación de la columna de agua, debido a la diferencia de densidades que impiden que las aguas subsuperficiales sean oxigenadas por un recambio con las masa de agua superficiales oxigenada, tal como se puede apreciar en la Figura 3.

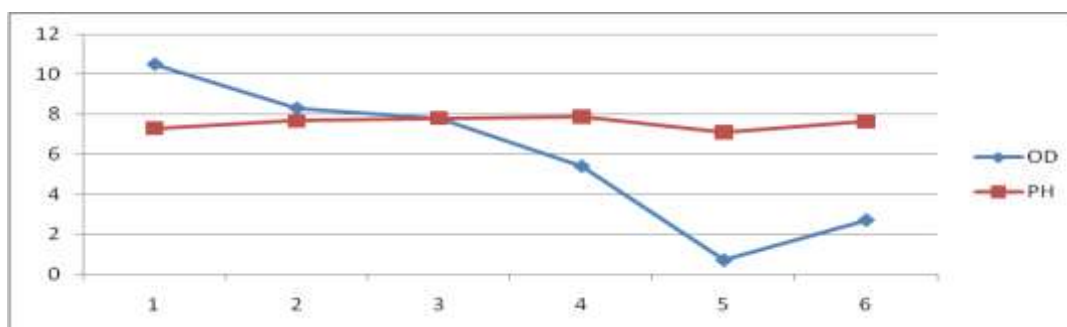


Figura 3. Relación pH-oxígeno disuelto en el fondo.

Al relacionar las variables temperatura y oxígeno disuelto se observó que están vinculadas de manera inversa, debido a que la oxidación biológica aumenta con la temperatura, producto de abundante cantidad de materia orgánica creciente del norte al sur, evidenciándose también en la relación oxígeno disuelto-pH debido a un medio reductor que produce una acidificación progresiva del medio.

Respecto a la relación fósforo total y oxígeno disuelto se puede inferir que la mayor cantidad de fósforo se deposita hacia el centro del lago resultado de la acumulación de materia orgánica a consecuencia de la falta de organismos (flora y fauna) que consuman estos nutrientes; en consecuencia, el fósforo total aumenta a medida que disminuye el O₂ disuelto, como se puede observar en las Figuras 4 y 5.

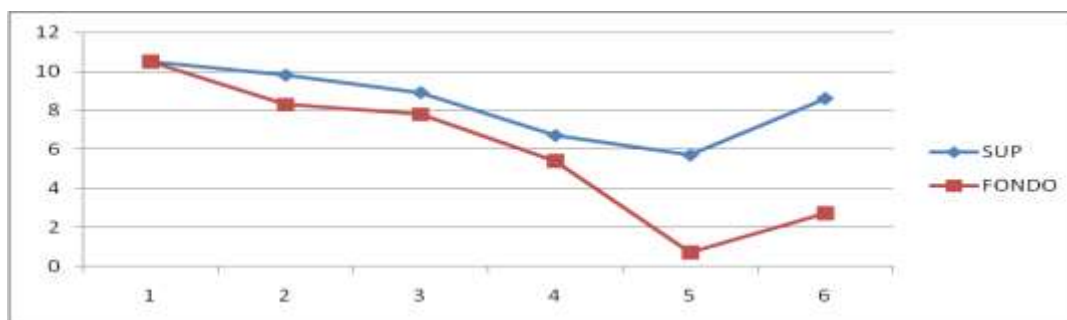


Figura 4. Comportamiento oxígeno disuelto.

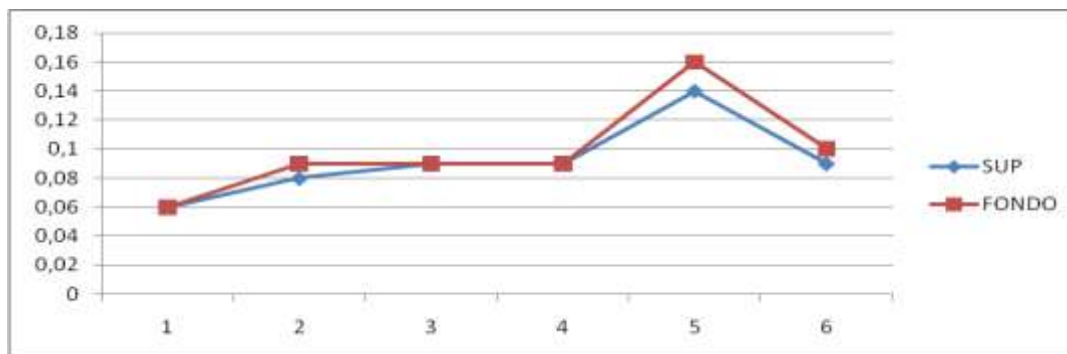


Figura 5. Comportamiento fósforo total.

Con base en los resultados de la demanda biológica de oxígeno (DBO) se puede observar en las estaciones 4, 5 y 6 (Figura 6) un incremento de los valores. Esto está relacionado con el aumento de la materia orgánica biodegradable, por lo que debe existir mayor cantidad de microorganismos que tengan la capacidad de oxidar metabólicamente la materia orgánica presente en el agua, quizás influenciada por numerosas instalaciones petroleras y el material arrastrado por los ríos Palmar y Catatumbo. Dichos ríos tienen sus desembocaduras a 8 y 10 km, respectivamente, de las estaciones 4 y 6, razón por la cual en las estaciones mencionadas existe mayor cantidad de materia orgánica biodegradable en el agua.

Por otra parte, en las estaciones 1, 2 y 3 se observa una mezcla homogénea con el intercambio de materia orgánica que está influenciada por el intercambio de aguas entre el lago y el golfo debido a su régimen de marea.

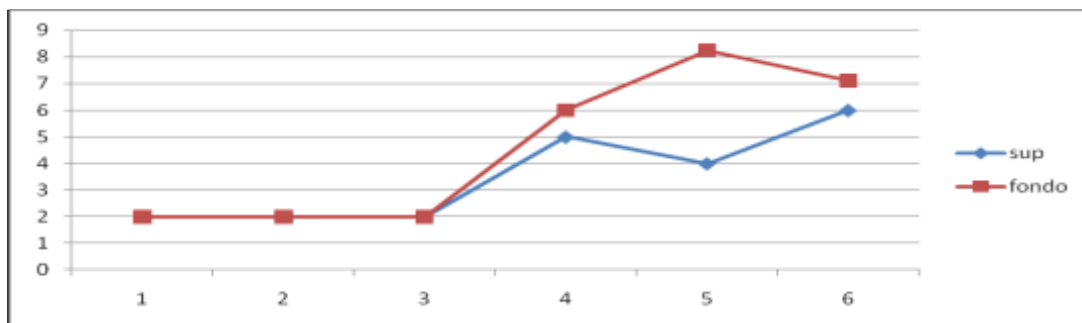


Figura 6. Comportamiento de la demanda biológica de oxígeno, DBO.

En referencia al comportamiento de la demanda química de oxígeno (DQO) se observa que, a excepción de la estación 1, los valores son bajos, debido a la actividad petrolera, con un ligero incremento en las estaciones 5 y 6.

Es importante mencionar que no existe normativa para valores de DBO y DQO para aguas superficiales. Sin embargo, para aguas estabilizadas biológicamente debe existir una relación $DBO/DQO < 0,12$, para permitir que dichos cuerpos de agua superficial, debido a su poder de autopurificación, puedan degradar la materia orgánica de los efluentes ya que, además, ocurre un proceso de dilución y de aireación.

Los parámetros obtenidos en las estaciones de muestreo revelaron valores de la relación DBO/DQO en superficie en el rango de 0,0064 en el norte hasta 0,273 hacia el sur; mientras que en el fondo la variación va de 0,0064 hasta 0,444, también de norte a sur. Ello indica la baja capacidad de autopurificación de las aguas del lago y la presencia de compuestos tóxicos o resistentes a la biodegradación desde la estación 2 hasta la 6. El comportamiento de la estación 1 está relacionado con la mayor circulación e intercambio del agua con el mar Caribe.

Con relación a los contenidos de hidrocarburo totales (TPH) en las estaciones de muestreo 3, 4, 5 y 6 y comparando con la demanda biológica de oxígeno (DBO) se puede evidenciar el aumento de materia orgánica en el agua, ya que los microorganismos presentes no tienen la capacidad de realizar el proceso de oxidación metabólica de los TPH. Es de acotar que los niveles de TPH exceden los niveles permisibles por el Decreto 883 en todas las estaciones de muestreo (Figuras 6 y 7).

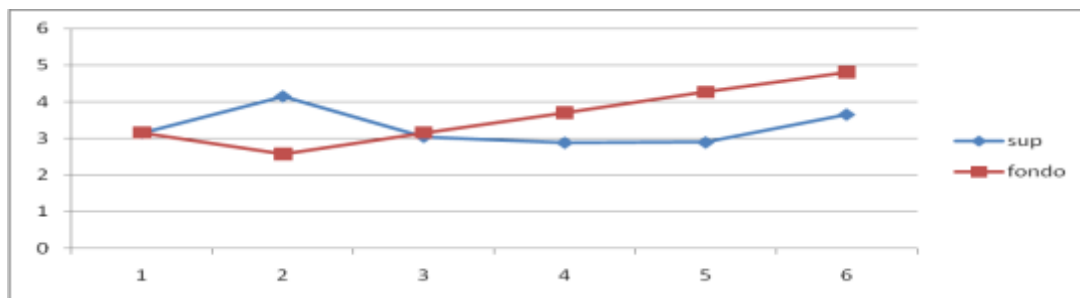


Figura 7. Comportamiento hidrocarburos totales de petróleo (TPH).

Respecto a los fenoles, los valores reportados por el laboratorio están por debajo de 0,05 mg/L, pero no especifican si son mayores o menores a 0,002 mg/L, límite máximo permisible en el Decreto 883. Es conocido que los fenoles son hidroxiderivados del benceno y de compuestos aromáticos polinucleares, los cuales suelen provenir de actividades industriales (plantas de coquización, refinerías, papeleras, etc.), degradación de productos fitosanitarios y de la descomposición de materia vegetal, por lo cual pueden tener estrecha relación con los parámetros de TPH, que sí están por encima de los límites permisibles en el decreto para calidad del agua.

Analizando el comportamiento de los nitritos y nitratos (Figura 8) en las diferentes estaciones de muestreo se observó que existen dos valores fuera del límite permisible, pertenecientes a las estaciones de muestreo 2 en fondo y la 4 en superficie. Los valores determinados en la estación 2 se deben principalmente a tres causas: las operaciones del complejo petroquímico de El Tablazo, el no funcionamiento de la planta de tratamiento de agua residuales Norte (5 000 L/s) y la cañada Fénix. Todo esto genera la acumulación de sales y nutrientes como fósforo y nitrógeno, tóxicos, bacterias y virus, productos de la descarga de aguas servidas, permitiendo la descomposición de los compuestos nitrogenados como las proteínas, la urea, etc.

En referencia a la estación 4 los valores altos en superficie son consecuencia de las numerosas instalaciones de operaciones petroleras ubicadas en la cercanías al punto de muestreo, las cuales no constan de plantas de tratamiento de aguas residuales, siendo drenadas al lago sin control de aguas efluentes.

Por otra parte, las muestras tomadas en estación 1 y 3 presentan niveles de nitratos muy cercanos del permisible, por lo que se deben monitorear. Estos últimos valores son consecuencia de los mismos factores declarados para la estación 2, aquí reducidos por el régimen de mareas que tiene mayor influencia hacia el norte que hacia el sur.

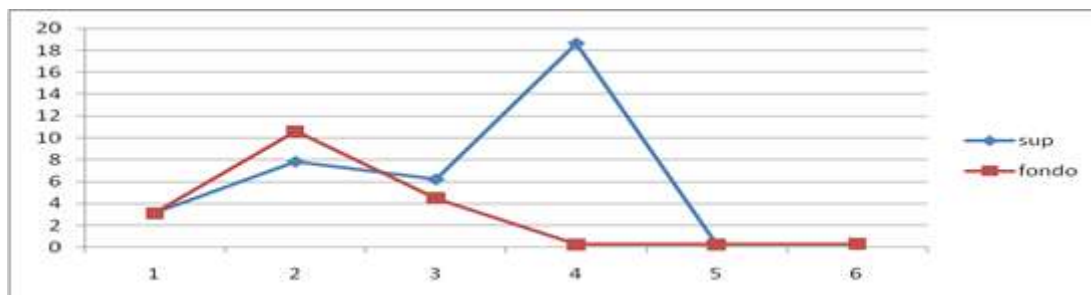


Figura 8. Comportamiento nitritos y nitratos.

En cuanto a los metales pesados presentes en el agua se determinó que las concentraciones de Ba, B, Cr, Fe, Cd, Pb y Zn presentaron, en todas las estaciones de muestreo de superficie y fondo, valores por debajo de los niveles permisibles por el Decreto 883.

3.3. Metales pesados en los sedimentos

No se pudo realizar una comparación con valores de concentración permisible debido a que la legislación venezolana vigente no establece esos límites de metales pesados en sedimentos para su disposición abierta en aguas costeras y marinas, existiendo un vacío legal al respecto. Sin embargo, se analizó el comportamiento entre las diferentes áreas de estudio y estaciones para definir cada punto de muestreo. Los resultados de las determinaciones se muestran en la Tabla 5.

En relación a lo anterior se pudo evidenciar que la zona del estrecho estación 3 se puede definir como una zona de baja concentraciones de metales y la zona sur está influenciada por numerosas instalaciones petroleras y descargas de ríos. La estación 5 se define como zona de alta concentración de metales. Así mismo se puede decir que la estación de muestreo 2, ubicada en la bahía El Tablazo, representa una zona de medianas a altas concentraciones de metales, influenciadas por la desembocadura del río Limón y Pequiven, presentando concentraciones de $As > V > Pb > Cr$, lo cual corrobora la contaminación por hidrocarburos.

Tabla 5. Resultados de los análisis de metales pesados en el sedimento, mg/kg

Estación de muestreo	TPH	Arsénico	Bario	Cromo	Pb	Zinc	Vanadio
1	0,61	9,61	261	17,00	08,63	78	29,00
2	1,34	7,19	162	18,00	13,00	87	28,00
3	0,06	1,00	466	01,26	03,00	29	01,75
4	0,70	6,77	027	05,20	05,18	24	21,00
5	0,62	4,00	309	12,00	21,00	107	34,00
6	0,56	2,68	058	10,00	06,00	51	18,00

El análisis realizado sobre las diferentes propiedades físico-químicas de las aguas del lago de Maracaibo ha permitido identificar los principales contaminantes que en él se presentan, así como las posibles fuentes que dan lugar a esa contaminación (Tabla 6).

Tabla 6. Principales tipos de contaminantes y fuentes emisoras

Principales contaminantes	
Residuos	Fuente
Petroleros	Ocasionados por derrames debidos a fracturas en las tuberías y en las actividades de extracción y transporte de crudo.
Petroquímicos	Los cuales se generan en el área de El Tablazo, muchos de ellos de tipo eutroficantes o de acción tóxica y persistente, como fenoles, mercurio, compuestos fosfatados y nitrogenados.
Orgánicos y Fertilizantes	Acarreados por los ríos y drenajes pluviales de las áreas agropecuarias de la región sur del lago.
Líquidos y Sólidos Industriales	Descargas directas al lago, provenientes de industrias localizadas en los márgenes y de otras que drenan sus residuos en los ríos de la hoya hidrográfica del lago.
Líquidos y Sólidos Domésticos	Descargados directamente al lago o mediante las principales cañadas de la ciudad, entre ellas Morillo y Fénix.

A partir de esos resultados se deben promover controles ambientales dirigidos a las principales fuentes de contaminación que se identificaron durante este trabajo, entre ellos hidrocarburos y vertederos de aguas residuales.

4. CONCLUSIONES

La hidrografía en la cuenca y la hidrodinámica del sistema lago de Maracaibo influyen de manera directa en la distribución de los parámetros evaluados, razón por la cual se observa un comportamiento heterogéneo entre los puntos de muestreo. Se evidenció la contaminación por incremento de nutrientes (nitrógeno y fósforo) en las zonas influenciadas por los ríos y vertederos de agua residual. La presencia de una cuña salina debido a la penetración de las aguas del golfo de Venezuela al lago de Maracaibo quedó validada por los valores de la relación salinidad–conductividad. Los límites permisibles para concentraciones de metales pesados en el agua no son sobrepasados por los valores obtenidos. La concentración de metales pesados en sedimentos es muy heterogénea.

5. REFERENCIAS

- CASTROS, G. 2007: El informe técnico diseño y monitoreo frente a derrames de hidrocarburos. UBV.
- CORONA-LISBOA, J. L. 2013: Contaminación antropogénica en el lago de Maracaibo, Venezuela. *Biocenosis* 27.
- EPA. 1997: Test Methods for Evaluating Solid Waste: Physical/Chemical Methods SW-846.
- GACETA OFICIAL DE LA REPÚBLICA DE VENEZUELA. 1996: Normas para la Clasificación y el Control de la Calidad de los Cuerpos de Agua y Vertidos o Efluentes Líquidos. Decreto 883: 50-62.
- HIDALGO, J. 2009: Efecto de los derrames petroleros sobre los hábitats marinos. *Revista Ciencia Ahora*.
- MARCOVECCHIO, J. & FREIJE, R. 2013: Procesos químicos en Estuarios. Universidad Tecnológica Nacional.
- RAMÍREZ, A. 2004: La Lenteja de Agua–Lemna en el lago de Maracaibo. *PlaniGestión*, C. A.

Giovany José-Bracho, giovanybracho@gmail.com

Máster en Ciencias Geológicas, Universidad Bolivariana de Venezuela,

José Quintín Cuador-Gil, cuador@upr.edu.cu

Doctor en Ciencias Técnicas, Profesor Titular, Departamento de Física,
Universidad de Pinar del Río, Cuba,

Rosa Margarita Rodríguez Fernández, rosamarina1942@gmail.com

Profesora Titular, Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa, Holguín, Cuba

Evaluación de la actividad puzolánica del material arcilloso del depósito La Delta Moa, Cuba

Lisandra Poll-Legrá
Roger S. Almenares-Reyes
Yosbel Romero-Ramírez
Adrián Alujas-Díaz
Carlos A. Leyva-Rodríguez
José F. Martirena-Hernández

Resumen

Con fines de uso como sustituto parcial del cemento se estudió la arcilla caolinítica de baja pureza del afloramiento La Delta (Moa, Holguín). Se utilizaron técnicas de espectrometría de absorción atómica, difracción de rayos X, análisis termogravimétrico y espectroscopía de infrarrojo para caracterizar las arcillas. La activación térmica se realizó a 650 °C y 750 °C y los productos de calcinación fueron sometidos a análisis granulométrico y a un analizador de partículas. Se encuentra en la arcilla de La Delta un contenido total de SiO₂, Al₂O₃ y Fe₂O₃ superior al 70 % y la presencia de una caolinita con estructura desordenada, que favorece la obtención de un material puzolánico de alta reactividad.

Palabras clave: arcillas caoliníticas; calcinación; yacimiento La Delta; puzolanas; cemento Portland.

Assessment on the pozzolanic activity of clayey materials in La Delta deposit

Abstract

Natural clayey materials from La Delta deposit located in Moa, Holguin was characterized through the techniques of atomic absorption spectrometry, X ray diffraction, thermo-gravimetric analysis and infrared spectroscopy to determine the pozzolanic activity. The clay thermal activation was completed at 650 °C and 750 °C. The calcination products were characterized through the grain size analysis and the specific surface in a particle analyzer. The compression resistance of the activated material was determined in the Portland cement/calcined clay system with a 70/30 ratio. The main chemical components identified were as follow: silicon dioxide; aluminum and iron associated to the mineral phases contained in the clayey material. The material obtained is a pozzolanic material with a high reactivity. This indicates that it has potential for use as a partial replacement for cement taking into account that its resistance is 75 % higher than that of the reference product.

Keywords: kaolinitic clays; calcination; La Delta ore body; pozzolans; Portland cement.

1. INTRODUCCIÓN

Entre la amplia variedad de materiales que pueden ser empleados como adiciones puzolánicas existe creciente interés en el empleo de las arcillas activadas térmicamente: por su vasta disponibilidad al estar ampliamente diseminados por toda la corteza terrestre, la relativa facilidad de tratamiento al ser activadas mediante procesos térmicos que requieren mucho menos energía que la elaboración del clínquer y demostradas propiedades puzolánicas una vez calcinadas bajo condiciones específicas (Murray 2000; Souza & Dal Molin 2005).

Los depósitos arcillosos comúnmente contienen una mezcla de diferentes minerales como caolinita, illita, montmorillonita, paligorskita, entre otros y una gran cantidad de impurezas de minerales no arcillosos, tales como cuarzo, calcita, feldespatos, mica, anatasa, sulfuros, entre otros. Estas impurezas son muy difíciles de eliminar y requiere de un gran consumo de energía (Habert *et al.* 2009), lo que implica que sus aplicaciones en la industria se vean limitadas por su baja pureza (Murray 2000; Souza & Dal Molin 2005).

El empleo de arcillas calcinadas como puzolanas en la industria del cemento ha sido muy estudiado en años recientes, aunque los mayores esfuerzos han estado encaminados al estudio de minerales de alta pureza, donde el contenido de caolinita sea mayor del 70 % (Drits 2003). Las potencialidades del uso de minerales arcillosos con bajo contenido de caolín, activados térmicamente para producir materiales puzolánicos de alta reactividad, han sido investigadas por varios autores (Castillo *et al.* 2010; Martirena *et al.* 2011; Alujas *et al.* 2015).

En Cuba se localizan varios depósitos de arcillas caoliníticas con diferentes grado de pureza. La mayor cantidad de los que contienen caolín se encuentran en el occidente del país, particularmente en la Isla de la Juventud y Pinar del Río; se ubican también depósitos con diferentes grados de interés en Villa Clara, Ciego de Ávila, Sancti Spíritus y más al oriente, Camagüey, Las Tunas, Holguín y Santiago de Cuba. En el resto del territorio nacional, según la Oficina Nacional de Recursos Minerales, aparecen además puntos y manifestaciones de forma diseminada (IGP 2010). De los depósitos ubicados en la provincia de Holguín, los más importantes para el estudio como material puzolánico, tanto por su origen como por su composición, son los del municipio de Moa (Pons & Leyva 1996; Pons *et al.* 1997; Njila *et al.* 2010).

Ante la necesidad de potenciar el desarrollo de investigaciones destinadas a desplegar nuevas fuentes de materiales puzolánicos, que

permitan la producción de aglomerantes en cantidades suficientes y a un costo racional, desde el punto de vista económico, energético y medioambiental, debe centrarse la atención en el estudio y empleo de las fuentes de materiales localmente disponibles, por lo que el objetivo de este artículo es evaluar el carácter puzolánico de la arcilla caolinítica de baja pureza del afloramiento La Delta, para su utilización como sustituto parcial del cemento.

2. MATERIALES Y MÉTODOS

El depósito La Delta (Figura 1) se ubica al sureste de la localidad de Moa, provincia de Holguín, a 6 km de la carretera Moa-Baracoa, cercano a la localidad de La Melba.



Figura 1. Fotografía del corte del depósito.

Para lograr muestras representativas se seleccionaron diez puntos en toda la potencia del yacimiento, desde la base hasta la superficie. En cada punto se tomaron 5 kg, que se mezclaron para obtener una muestra compósito de 50 kg de material. Una vez colectadas se sometieron a un proceso de activación térmica en una mufla de laboratorio Nabertherm, a temperaturas de activación de 650 °C y 750 °C; intervalo donde, según estudios reportados (He, Osbaeck & Makovicky 1995; Habert *et al.* 2009), se manifiesta la descomposición de la fase caolinítica.

De acuerdo con Alujas y otros investigadores (2015) es necesario mantener las muestras en la mufla durante una hora una vez alcanzada la temperatura de calcinación para lograr obtener una mayor proporción de la fase arcillosa activa. Al salir de la mufla se enfriaron hasta la temperatura ambiente, con el objetivo de lograr un mayor desorden estructural (Tironi *et al.* 2013; Alujas *et al.* 2015). El material calcinado posteriormente fue molido en un molino de bolas.

El material arcilloso natural fue caracterizado mediante espectrometría de absorción atómica (EAA) en un espectrómetro modelo Solar 929 tipo UNYCAM para la determinación de la composición química. La identificación de las fases se realizó por difracción de rayos X (DRX), empleando un difractómetro Simens-D5000. Las lecturas se realizaron en el rango de 5° a 80°, a un paso angular de 0,05° y un tiempo por paso de 1,5 s y radiación de Cu. Para la interpretación de los difractogramas se empleó el software X'Pert HighScore Plus versión 3.0.4 del 2011.

En el análisis del comportamiento térmico, mediante análisis termogravimétrico (TG) y térmico diferencial (ATD), se utilizó un instrumento equipado con termobalanza Shimadzu-TGA50H y calorímetro diferencial Shimadzu-DSC50, con velocidad de calentamiento de 10 °C/min hasta los 1 000 °C en atmósfera de aire y flujo de 20 mL/min. Los análisis por espectroscopía de infrarrojo se realizaron con un espectrómetro Perkim Elmer FTIR. El equipo opera con un láser de He-Ne, en el rango de los 400 a los 4 000 cm^{-1} . Las muestras fueron preparadas según el método de pastillas de KBr al 1 % de concentración.

El grado de cristalinidad de la caolinita en el material arcilloso fue determinado por FTIR, de acuerdo con la metodología evaluada (Kakali *et al.* 2001; Bich, Ambroise & Péra 2009; Chakchouk *et al.* 2009). La información sobre el orden estructural de la caolinita se determinó a partir del índice P_0 basado en FTIR (Bich, Ambroise & Péra 2009; Tironi *et al.* 2014), que se calcula mediante la relación entre la intensidad de las bandas observadas a 3 700 cm^{-1} y 3 620 cm^{-1} . De acuerdo con Ambroise, Martin-Calle y Péra (1992) la caolinita está bien ordenada cuando $P_0 > 1$.

El análisis granulométrico de la arcilla calcinada y el cemento se llevó a cabo en un analizador de tamaño de partículas HORIBA LA-910, con una velocidad de circulación de 6 mL/s, agitación de 6 rps y forma de distribución estándar.

La actividad puzolánica de la arcilla calcinada fue evaluada mediante la determinación de la resistencia a la compresión en sistemas cemento Portland/puzolana, en morteros estándares, a los 7 y 28 días.

3. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

3.1. Caracterización del material arcilloso natural

Los resultados de la composición química del material arcilloso natural, determinados mediante análisis por EAA, se muestran en la Tabla 1. El contenido total de SiO_2 , Al_2O_3 y Fe_2O_3 , superior al 70 %, permite asegurar que los materiales caracterizados cumplen con las

recomendaciones expresadas en la ASTM C 618-08 para materiales puzolánicos. Los altos valores de Al_2O_3 y SiO_2 se asocian a la presencia de fases arcillosas y el alto contenido de hierro reportado indica la presencia de óxidos e hidróxidos de hierro, lo cual se corrobora en el difractograma de rayos X (Figura 2).

Tabla 1. Composición química y pérdidas por ignición de la arcilla natural

Compuestos	SiO_2	Al_2O_3	Fe_2O_3	CaO	MgO	SO_3	K_2O	Na_2O	PPI
Composición %	43,1	29,11	11,6	0,05	0,53	0,13	0,17	0,14	14,37

En el difractograma de la Figura 2 se ilustran las principales fases minerales identificadas en la materia prima. Para el material arcilloso estudiado se reporta como fase arcillosa la caolinita, que corresponde al grupo 1:1 y como fase no arcillosas o acompañantes cuarzo, gibbsita y goethita. Se observa también presencia de gibbsita que se solapa con otras fases en el difractograma. Las fases correspondientes al grupo estructural 1:1 son la principal fuente de material puzolánico (Fernández, Martirena & Scrivener 2011), porque es la que aporta la mayor cantidad de alúmina reactiva, aunque no se descarta la contribución de la gibbsita.

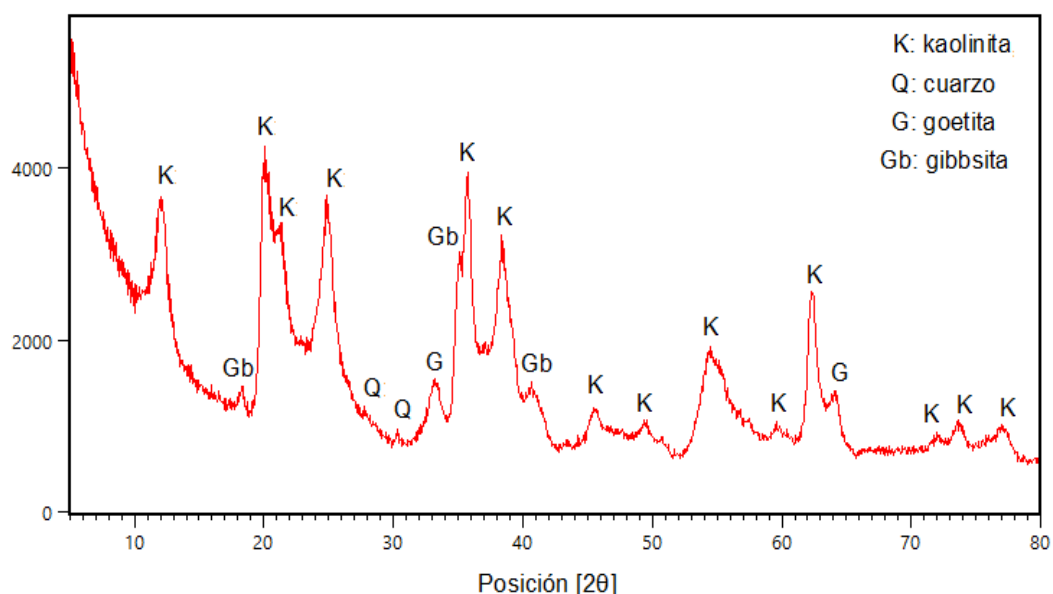


Figura 2. Principales fases minerales identificadas por DRX. K: caolinita, Q: cuarzo, G: goethita, Gb: gibbsita.

La Figura 3 muestra el espectro del material arcilloso de La Delta en estado natural. La posición e intensidad de las bandas a $3\,624\text{ cm}^{-1}$ y $3\,690\text{ cm}^{-1}$, correspondientes a las vibraciones simétricas de los hidroxilos estructurales asociados a la capa octaédrica, indican la presencia de caolinita (Kakali *et al.* 2001; Bich, Ambroise & Péra 2009; Tironi *et al.* 2012) como mineral arcilloso principal. Las bandas a $3\,518\text{ cm}^{-1}$ y $3\,446\text{ cm}^{-1}$ están relacionadas

con la presencia de goethita y gibbsita, como fases acompañantes de la caolinita en el material arcilloso (Yusiharni & Gilkes 2010). En las bandas entre los 400 cm^{-1} y los $1\ 200\text{ cm}^{-1}$, correspondientes a las vibraciones de Si-O y Al-O, también se puede verificar la presencia de caolinita (Bich, Ambroise & Péra 2009).

En ambos casos se pueden presentar pequeñas interferencias asociadas a la presencia de minerales no arcillosos que se solapan y contribuyen al desplazamiento y cambio de intensidad de las vibraciones en el espectro (Bich, Ambroise & Péra 2009). El resultado obtenido para P_0 (0,86) indica presencia de una caolinita con estructura desordenada (Bich, Ambroise & Péra 2009; Tironi *et al.* 2014).

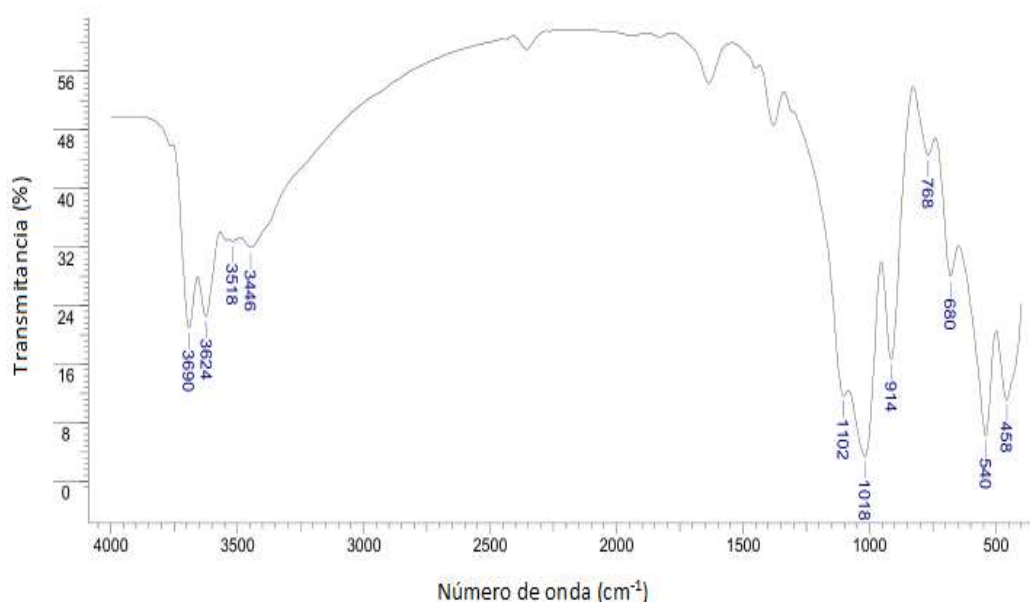


Figura 3. Espectro infrarrojo del material arcilloso natural.

En la Figura 4 se observa que entre 30 °C y 180 °C existen efectos endotérmicos de pérdida de masa debido a la deshidratación del sistema. Este efecto va seguido de otros menos intensos entre los 180 °C y 370 °C , asignados a la descomposición de fases de hierro y aluminio (Todor 1976), identificadas por difracción de rayos X.

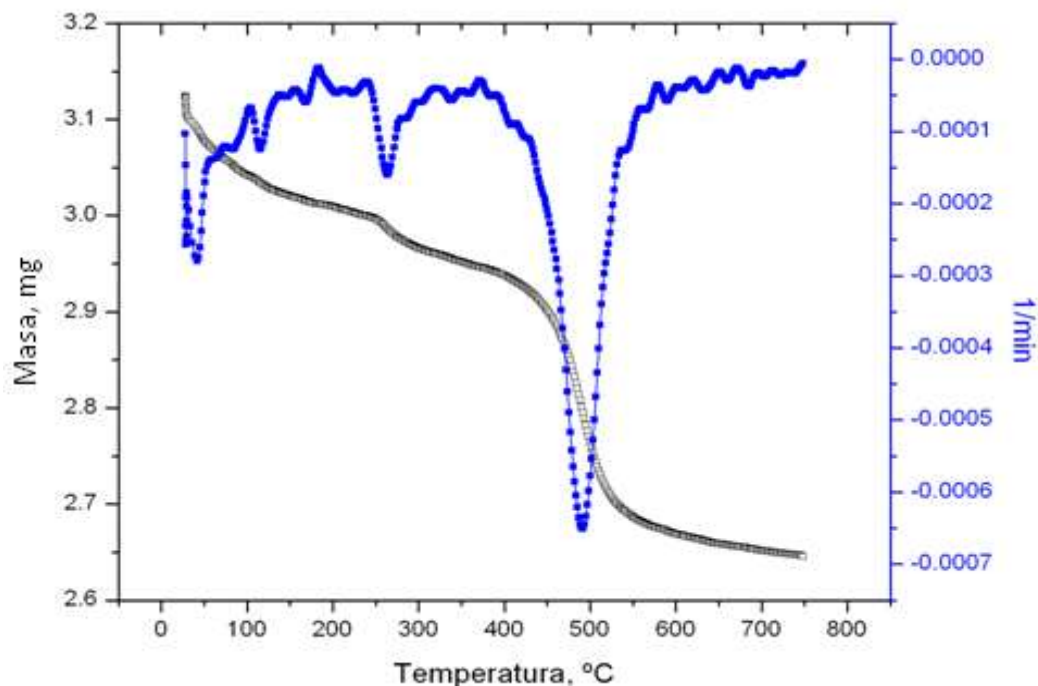


Figura 4. Análisis termogravimétrico y térmico diferencial del material arcilloso La Delta.

La pérdida de masa en el rango de los 370 °C a los 570 °C, con una temperatura de pico cercana a 485 °C, se debe a la deshidroxilación de las fases del grupo de la caolinita fundamentalmente (Fernández *et al.* 2011), aunque puede aparecer la contribución de la gibbsita (Todor 1976).

3.2. Caracterización granulométrica de la arcilla calcinada

Se puede apreciar en la Figura 5 que la arcilla calcinada a 650 °C presenta tamaño máximo de partículas 678 μm y diámetro medio de 77 μm , mientras que la arcilla calcinada a 750 °C se muestra con una distribución de tamaño de partículas más finas, la cual posee tamaño máximo de 517 μm y diámetro medio de partícula de 55 μm . Sus rangos de tamaños en el 50 % del material cernido son similares para el material calcinado a 650 °C y 750 °C, los cuales oscilan entre 21,86 μm y 21,65 μm . A pesar de algunas diferencias en su distribución de tamaño, a partir del 70 % de material cernido, son muy similares, lo cual indica que no tendrá mayor influencia sobre la diferencia de reactividad de los materiales arcillosos calcinados a las dos temperaturas de ensayo.

En la distribución de tamaño de partículas del cemento se observa un material más fino que las arcillas calcinadas con un 95 % de cernido en el tamiz 90 μm ; no obstante, se comporta como el material más grueso hasta los 11 μm , a partir de aquí comienza a superar en finura a la arcilla calcinada a 650 °C y 750 °C.

Los resultados de superficie específica, para el material calcinado a 650 °C y 750 °C, son 10 963 cm²/cm³ y 11 879 cm²/cm³, respectivamente y el área superficial del cemento es menor que la de la arcilla calcinada con un valor de 3 463 cm²/cm³, lo que es característico de estos materiales (Meunier 2005). La contribución de la granulometría y superficie específica de estos materiales pueden contribuir a su reactividad a edades tempranas (Tironi *et al.* 2012), debido a que predomina el efecto *filler* sobre la resistencia mecánica (Cyr, Lawrence & Ringot 2005).

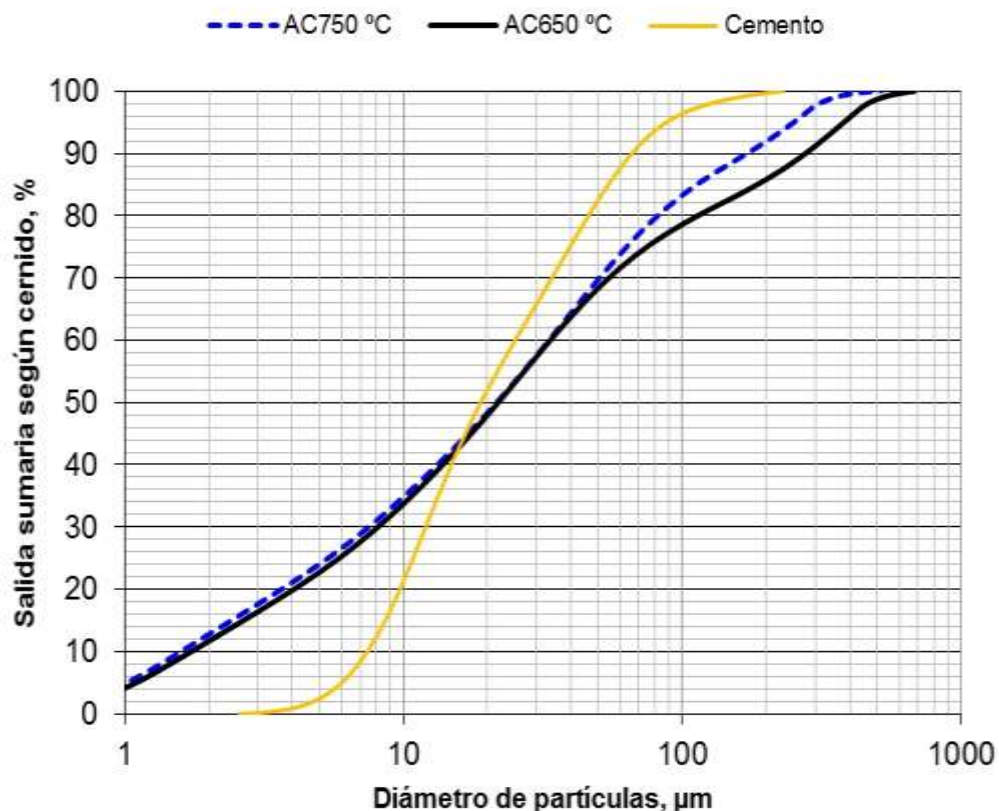


Figura 5. Característica de tamaño de la arcilla calcinada y el cemento.

3.3. Resistencia a la compresión del material calcinado

La evolución de la resistencia a la compresión en morteros con sustituciones de un 30 % de arcillas del sector La Delta, calcinadas a 650 °C y 750 °C es mostrada en la Figura 6. Como valores de referencia se utilizan las resistencias mecánicas de la serie de cemento PP-35.

Entre las series evaluadas, la arcilla calcinada a 750 °C es la que exhibe la mayor reactividad puzolánica, debido al mayor grado de deshidroxilación, que provoca un elevado desorden estructural y como consecuencia se incrementa la actividad puzolánica de las arcillas calcinadas (He, Makovicky & Osback 1994; Shvarzman *et al.* 2003; Bich, Ambroise & Péra 2009).

La contribución a la resistencia mecánica con el incremento de la temperatura de calcinación en arcillas caoliníticas no solo puede estar relacionado a un incremento en el desorden estructural asociado con la deshidroxilación de la caolinita, sino también con los cambios de coordinación alrededor del aluminio, que produce un incremento del contenido de alúmina reactiva en el mineral arcilloso (Fernández, Martirena & Scrivener 2011).

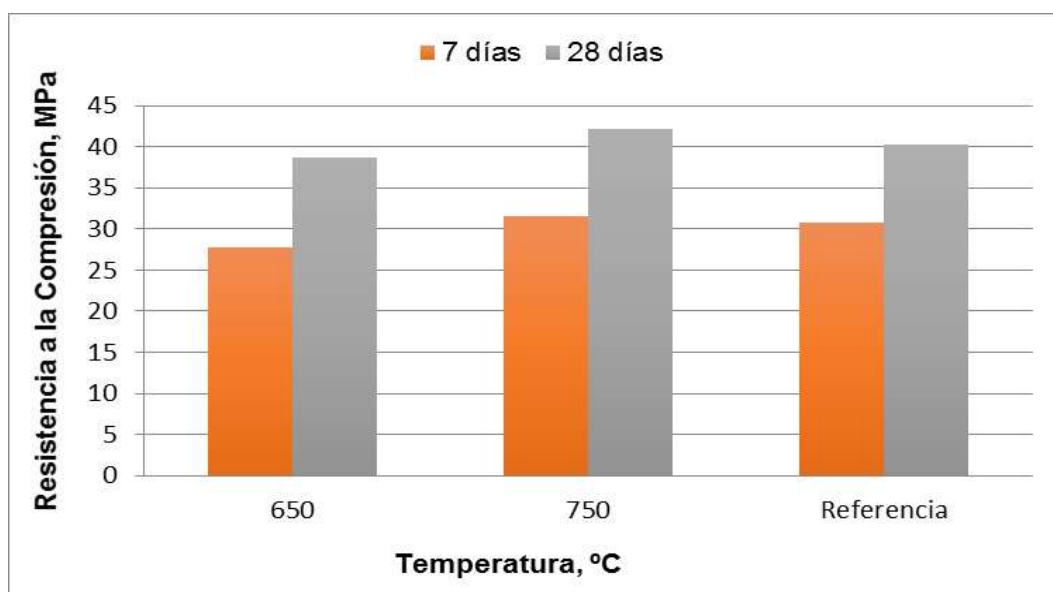


Figura 6. Resistencia a la compresión en morteros con sustitución de 30 % de cemento por arcilla calcinada.

4. CONCLUSIONES

Al determinar la actividad puzolánica del material arcilloso de baja pureza del depósito La Delta se obtiene un material puzolánico de alta reactividad, con potencialidades de utilización como sustituto parcial del cemento, cuyo índice de actividad resistente supera el 75 % de la resistencia del patrón de referencia.

El material arcilloso del depósito La Delta se caracteriza por un contenido total de SiO_2 , Al_2O_3 y Fe_2O_3 , superior al 70 % y la presencia de una caolinita con estructura desordenada, lo que favorece la obtención de un material puzolánico de alta reactividad.

El incremento de la temperatura de calcinación, de 650 °C a 750 °C, contribuye al aumento de la resistencia mecánica, asociado con el grado de desorden estructural de la caolinita.

5. AGRADECIMIENTOS

Al profesor M. Sc. Edelio Danguillecourt Álvarez del Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa por su generosa colaboración en los ensayos

mineralógicos y al equipo del Proyecto LC³ del Laboratorio de Materiales de Construcción, EPFL, Lausanne, Suiza, por su ayuda en la interpretación de los resultados de DRX mediante el software X'Pert HighScore Plus.

6. REFERENCIAS

- ALUJAS, A.; FERNÁNDEZ, R.; QUINTANA, R.; SCRIVENER, K. L. & MARTIRENA, F. 2015: Pozzolanic reactivity of low grade kaolinitic clays: Influence of calcination temperature and impact of calcination products on OPC hydration. *Applied Clay Science* 108: 94–101.
- AMBROISE, J.; MARTIN-CALLE, S. & PÉRA, J. 1992: Pozzolanic behaviour of thermally activated kaolin. In: Proc. 4th Int. Conf. Fly Ash, Silica Fume, Slag and Natural Pozzolans in Concrete. Vol. 1. ACI, Detroit, USA, p. 731–748.
- BICH, C.; AMBROISE, J. & PÉRA, J. 2009: Influence of degree of dehydroxylation on the pozzolanic activity of metakaolin. *Applied Clay Science* 44(3): 194–200.
- CASTILLO, R.; FERNÁNDEZ, R.; ANTONI, M.; SCRIVENER, K.; ALUJAS, A. & MARTIRENA, J. F. 2010: Activación de arcillas de bajo grado a altas temperaturas. *Revista Ingeniería de Construcción* 25(3): 329–352.
- CHAKCHOUK, A.; TRIFI, L.; SAMET, B. & BOUAZIZ, S. 2009: Formulation of blended cement: Effect of process variables on clay pozzolanic activity. *Construction and Building Materials* 23(3): 1 365–1 373.
- CYR, M.; LAWRENCE, P. & RINGOT, E. 2005: Mineral admixtures in mortars. Quantification of the physical effects of inert materials on short-term hydration. *Cement and Concrete Research* 35(4): 719–730.
- DRITS, V. A. 2003: Structural and chemical heterogeneity of layer silicates and clay minerals. *Clay Minerals* 38(4): 403–432.
- FERNÁNDEZ, R.; MARTIRENA, F. & SCRIVENER, K. L. 2011: The origin of the pozzolanic activity of calcined clay minerals: A comparison between kaolinite, illite and montmorillonite. *Cement and Concrete Research* 41(1): 113–122.
- HABERT, G.; CHOUPAY, N.; ESCADEILLAS, G.; GUILLAUME, D. & MONTEL, J. M. 2009: Clay content of argillites: Influence on cement based mortars. *Applied Clay Science* 43(3): 322–330.
- HE, C.; MAKOVICKY, E. & OSBACK, B. 1994: Thermal stability and pozzolanic activity of calcined kaolin. *Applied Clay Science* 9(3): 165–187.
- HE, C.; OSBAECK, B. & MAKOVICKY, E. 1995: Pozzolanic reactions of six principal clay minerals: Activation, reactivity assessments and technological effects. *Cement and Concrete Research* 25(8): 1 691–1 702.
- IGP. 2010: Arcillas caolínicas cubanas. Estado Actual. La Habana, Cuba.

- KAKALI, G.; PERRAKI, T.; TSIVILIS, S. & BADOGIANNIS, E. 2001: Thermal treatment of kaolin: The effect of mineralogy on the pozzolanic activity. *Applied Clay Science* 20(1): 73–80.
- MARTIRENA, J.; FERNÁNDEZ, R.; ALUJAS, A.; CASTILLO, R. & SCRIVENER, K. 2011: Production of activated clays for low cost building materials in developing countries. In: 13th International Congress on the Chemistry of Cement. Madrid, España, p. 1–7.
- MEUNIER, A. 2005: *Clays*. 2nd edition. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 467 p.
- MURRAY, H. H. 2000: Traditional and new applications for kaolin, smectite, and palygorskite: A general overview. *Applied Clay Science* 17(5): 207–221.
- NJILA, T.; DÍAZ, R.; OROZCO, G. & ROJAS, L. A. 2010: Un acercamiento a las cortezas de meteorización no níquelíferas del nordeste de Cuba. *Minería y Geología* 26(2): 14–34.
- PONS, J. & LEYVA, C. 1996: Empleo de las arcillas ferrocaoliníticas–gibbsíticas de la región de Moa en los talleres de fundición. *Minería y Geología* 13(3): 93–97.
- PONS, J.; PÉREZ, O.; RAMÍREZ, B. & RAMÍREZ, M. 1997: Caracterización de las arcillas refractarias de la zona de Cayo Guam y su empleo en la fundición. *Minería y Geología* 14(3): 19–23.
- SHVARZMAN, A.; KOVLER, K.; GRADER, G. S. & SHTER, G. E. 2003: The effect of dehydroxylation/amorphization degree on pozzolanic activity of kaolinite. *Cement and Concrete Research* 33(3): 405–416.
- SOUZA, P. S. L. & DAL MOLIN, D. C. C. 2005: Viability of using calcined clays, from industrial by-products, as pozzolans of high reactivity. *Cement and Concrete Research* 35(10): 1 993–1 998.
- TIRONI, A.; TREZZA, M. A.; SCIAN, A. N. & IRASSAR, E. F. 2012: Kaolinitic calcined clays: Factors affecting its performance as pozzolans. *Construction and Building Materials* 28(1): 276–281.
- TIRONI, A.; TREZZA, M. A.; SCIAN, A. N. & IRASSAR, E. F. 2013: Assessment of pozzolanic activity of different calcined clays. *Cement and Concrete Composites* 37: 319–327.
- TIRONI, A.; TREZZA, M. A.; SCIAN, A. N. & IRASSAR, E. F. 2014: Potential use of Argentine kaolinitic clays as pozzolanic material. *Applied Clay Science* 101: 468–476.
- TODOR, D. 1976: *Thermal Analysis of Minerals*. 1st edition. Abacus press, Tunbridge Wells, Kent, 255 p.
- YUSIHARNI, B. E. & GILKES, R. 2010: Do heated gibbsite, kaolinite and goethite rehydroxylate? In: 21 St Australian Clay Minerals Conference. Brisbane, Australia, p. 131–134.

Lisandra Poll-Legrá, lplegra@ismm.edu.cu

Ingeniera en Metalurgia y Materiales. Profesora Instructora.
Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa, Holguín, Cuba.

Roger S. Almenares-Reyes, ralmenares@ismm.edu.cu

Máster en Ciencias. Profesor Asistente.
Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa, Holguín, Cuba.

Yosbel Romero-Ramírez, yromeror@ismm.edu.cu

Ingeniero en Metalurgia y Materiales. Profesor Adiestrado.
Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa Holguín, Cuba

Adrián Alujas-Díaz, adrianad@uclv.edu.cu

Doctor en Ciencias Técnicas. Profesor Auxiliar.
Universidad Central “Marta Abreu” Las Villas, Cuba.

Carlos A. Leyva-Rodríguez, cleyya@ismm.edu.cu

Doctor en Ciencias Geológicas. Profesor Titular.
Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa
Moa, Holguín, Cuba.

José F. Martirena-Hernández, f.martirena@enet.cu

Doctor en Ciencias. Profesor Titular.
Universidad Central “Marta Abreu” Las Villas, Cuba.

Mineralogía del yacimiento laterítico níquelífero San Felipe, Camagüey, Cuba

Alfonso Chang-Rodríguez
Esperanza Tauler-Ferre
Joaquín A. Proenza-Fernández
Arturo L. Rojas-Purón

Resumen

El propósito de este estudio fue la caracterización mineralógica y cristaloquímica del perfil de intemperismo del yacimiento San Felipe (Camagüey, Cuba). En este trabajo se exponen resultados de difracción de rayos X (DRX), microscopía óptica, microscopía electrónica de barrido con analizador de dispersión de energía (SEM-EDS) y microscopía electrónica de transmisión con analizador EDX acoplado. Las principales fases minerales portadoras de níquel son esmectitas, lizardita, cloritas, asbolanas, goethita y maghemita. Dentro del grupo de las esmectitas se identificó la nontronita como principal especie mineralógica portadora de la mineralización, representando alrededor del 65% en peso de las menas del horizonte; esta especie fue también caracterizada cristaloquímicamente. Estos resultados podrán ser utilizados para medir el grado de eficiencia industrial en la futura planta de beneficio de San Felipe.

Palabras clave: mineralogía; cristaloquímica; níquel; lateritas; yacimiento San Felipe; Cuba.

Nickel laterite ore mineralogy, San Felipe, Camagüey, Cuba

Abstract

The objective was to identify and characterize the mineral phases containing nickel in the San Felipe ore body located in Camagüey, Cuba. X-ray diffraction techniques, optical microscopy, scanning electron microscopy with energy dispersive analyzer and transmission electron microscopy with coupled EDX analyzer were used. It was determined that the main nickel bearing mineral phases in San Felipe were smectite, lizardite, chlorite, asbolite, goethite and maghemite. Within the group of smectites, the nontronite (ferric-magnesium smectite) accounts for approximately 65% in weight of the horizon ore bodies and it is the main mineralogical species containing nickel mineralization; it was also characterized from the crystal chemistry point of view. These results can be used to measure the industrial efficiency grade in the San Felipe future plant.

Keywords: mineralogy; crystallochemistry; nickel laterites; San Felipe ore body; Cuba.

1. INTRODUCCIÓN

El objetivo de esta contribución es la identificación y caracterización mineralógica de las fases portadoras de níquel del yacimiento San Felipe; en particular, de la cristaloquímica de la nontronita, principal fase portadora de la mineralización niquelífera.

En función de la composición mineralógica en los depósitos lateríticos se distinguen tres grandes tipos: silicatos hidratados, arcillosos y oxidados (Brand, Butt & Elías 1998; Elías 2002; Gleeson, Butt & Elias 2003; Freyssinet, Butt & Morris 2005; Proenza 2015).

Los estudios mineralógicos detallados, con el objetivo de caracterizar las fases minerales portadoras de níquel en los yacimientos lateríticos, iniciaron principalmente a partir de los años 60 del siglo XX. Fueron Linchenat y Shirokova (1964); Kudelasek, Zamarsky y Marxova (1967); Shirokova (1967) y Strnad (1968) los primeros en exponer la necesidad del estudio de los minerales que portan níquel en Cuba, al valorar el estado de conocimiento de los portadores de Ni en las menas residuales cubanas.

La mayoría de los estudios se han dirigido a minerales oxidados y silicatados hidratados (Elías, Donaldson & Giorgetta 1981; Lewis *et al.* 2006; Tauler 2009), siendo los minerales arcillosos los menos estudiados. Se conoce que en los minerales oxidados el níquel está asociado predominantemente a la goethita y a los hidróxidos de manganeso y cobalto (Zeissink 1969; Roqué-Rosell *et al.* 2008, 2010; Proenza 2015).

Con relación a los minerales silicatados, los trabajos de Brindley (1978) indican que se trata de una mezcla de silicatos de magnesio-níquel hidratados (Villanova-de Benavent *et al.* 2014).

Resultados importantes sobre los portadores de níquel en las lateritas cubanas han sido obtenidos por Cordeiro, Collazo y Voskresenskaya (1977), Cordeiro (1981) y Voskresenskaya (1983, 1987). Ellas han trabajado intensamente utilizando métodos de disolución selectiva en lateritas y serpentinitas, estableciendo un método de análisis químico de fases (AQF), que permite determinar la forma de asociación y el contenido de níquel en las distintas macrofases presentes en las lateritas.

Un notable aporte al conocimiento de la mineralogía de las cortezas de intemperismo en la región de Moa lo constituyen los trabajos de Ponce y Carrillo (1984); Ostrooumov, Rojas-Purón y Blanco (1987) y Almaguer (1989) quienes, utilizando técnicas modernas de investigación mineralógica, caracterizan los diferentes horizontes de los perfiles de alteración meteórica.

Rojas-Purón (1994), en su tesis de doctorado, expone las principales fases minerales portadoras de níquel en los horizontes lateríticos del yacimiento Moa. Por primera vez se valoran, además, las fases no portadoras. Posteriormente (2001), el mismo autor presenta evidencias a favor de que la goethita es la principal portadora de níquel en los horizontes lateríticos de las cortezas ferroniquelíferas.

Las investigaciones más importantes sobre la temática durante los últimos años (2007-2016) pertenecen a Proenza y otros investigadores (2007 a,b, 2010); Muñoz y Orozco (2009); Muñoz, Rodríguez-Infante y Barea-Pérez (2015); Lavaut (2015) y Roqué-Rosell y demás colaboradores (2008, 2010); Aiglsperger *et al.* (2016).

Rojas-Purón, Simoes y Orozco (2012) caracterizan las principales fases minerales de manganeso portadoras de cobalto, determinando que estas tienden a concentrarse en la fracción $-0,83 \text{ mm} + 0,74 \text{ mm}$ del material laterítico y señalan la litioforita como fase principal portadora de cobalto. Por otra parte, Roqué-Rosell y otros investigadores (2010) demuestran la sorción del níquel por litioforita en los yacimientos de Moa.

Estudios relacionados con los minerales saprolíticos portadores de Ni en cortezas de intemperismo, como los del yacimiento San Felipe, son escasos (ej. Tauler y colaboradores 2011), por lo que este tema constituye una tarea pendiente, cuyos resultados son requeridos en varios campos, desde el minado hasta la obtención de un producto tecnológico más rico en Ni, sin excluir el análisis de su comportamiento en los procesos geológicos. Este artículo es una modesta contribución a estos propósitos.

2. MATERIALES Y MÉTODOS

2.1. Definición de la zona de estudio

Los resultados de Chang (2001, 2005) permitieron establecer los sectores noroeste (NW), este (E) y sureste (SE) como los más perspectivas, y un sector centro-oeste (CW) como menos perspectivo. Para la caracterización se seleccionaron dos pozos: uno del sector E más enriquecido y otro del sector CW con los contenidos de níquel más bajos del yacimiento.

2.2. Muestreo y caracterización de los perfiles

Las 20 muestras estudiadas provienen de dos pozos de perforación, representativos del perfil laterítico-saprolítico de San Felipe (Figura 1). Doce de las muestras son del pozo 84 (N80 E 124) del sector E, más enriquecido, donde se muestreó principalmente la saprolita; las ocho restantes fueron tomadas del pozo 83 (N44 E75) del sector CW, poseedor de los contenidos de níquel más bajos del yacimiento, en el que se muestreó todo el perfil.

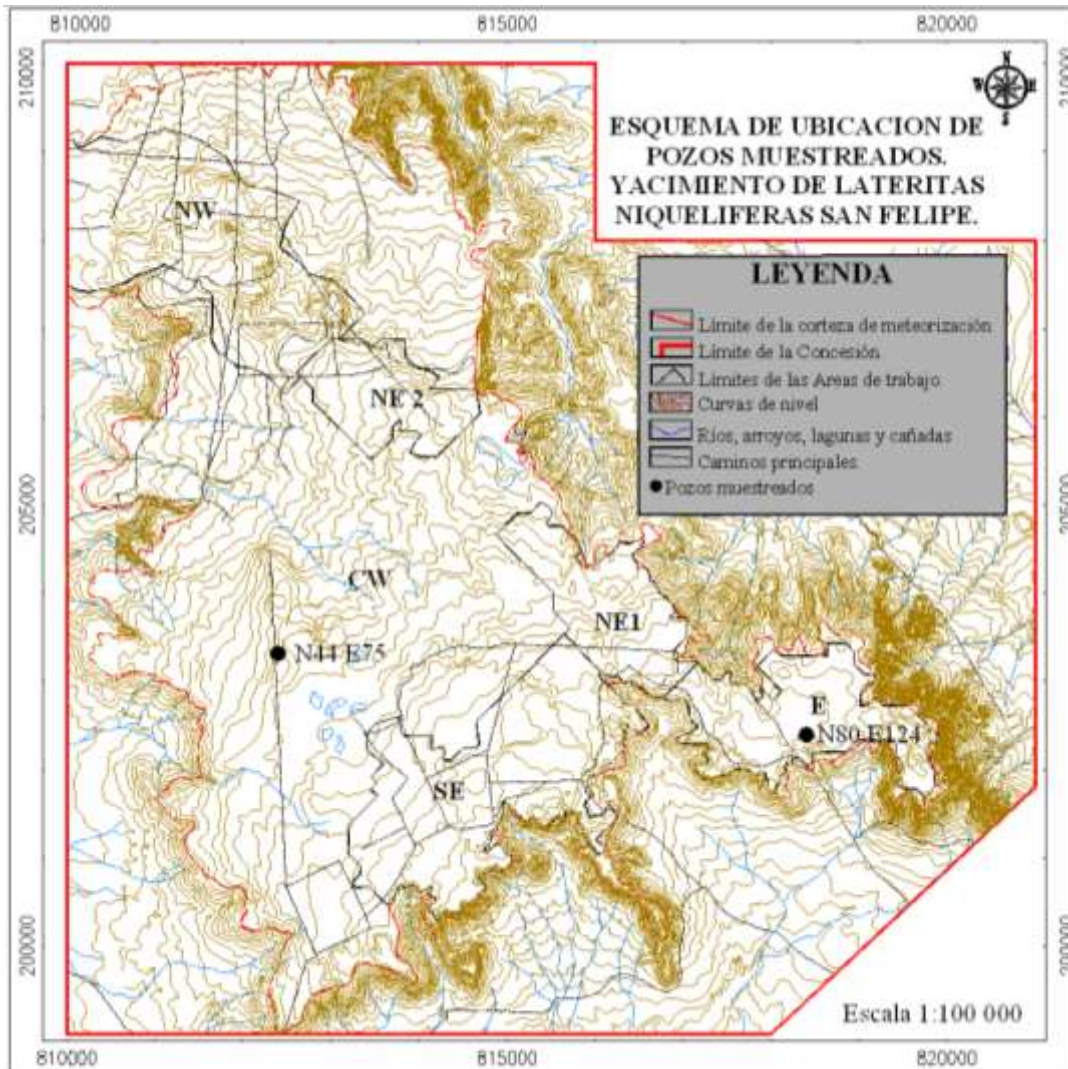


Figura 1. Esquema de ubicación de los pozos muestreados.

La Figura 2 ilustra la ubicación de las muestras en profundidad y el horizonte al que pertenecen (Marín 2011). Se observa que el espesor de los horizontes no se conserva lateralmente y que en el sondeo 84 la saprolita prácticamente aflora en la superficie (topográfica).

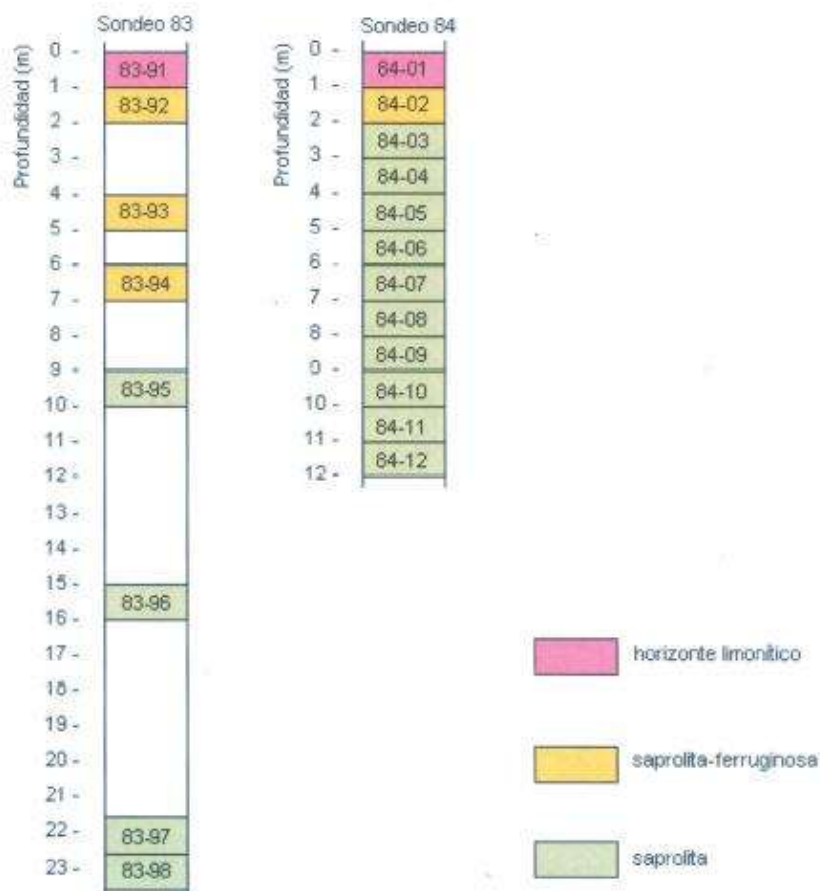


Figura 2. Perfiles esquemáticos de los pozos 83 (N44 E75) y 84 (N80 E124). Relación de muestras y profundidad a la que se han obtenido.

2.3. Técnicas analíticas

La caracterización mineralógica del perfil laterítico de San Felipe se ha realizado mediante: difracción de rayos X (DRX), microscopía óptica, microscopía electrónica de barrido con analizador de energía (SEM-EDS) y microscopía electrónica de transmisión con EDX acoplado (TEM-EDX).

Los datos de DRX se registraron con un difractómetro Panalytical X'Pert PRO MPD con radiación incidente monocromática Cu-K α ($\lambda=1,5418 \text{ \AA}$) a 45 kV y 40 mA. Los espectros de DRX se obtuvieron para ángulos de barrido (2θ) de 4° a 80° sobre muestras en polvo, previamente secadas a 50° en estufa durante 24 horas y trituradas en un mortero de ágata. La longitud de paso fue de $0,017^\circ$ (2θ) y el tiempo de adquisición de 50,2 s. También se realizó DRX de algunas muestras en forma de agregados orientados tratados con etilenglicol y calentados a 550° (ángulos de barrido 2θ de 3° a 25°). Los análisis se hicieron en el Centres Científics i Tecnològics Universitat de Barcelona. La interpretación de los espectros se hizo con el programa X'Pert

HighScore Plus que incorpora la base de datos Power Diffraction File #2 (2000) del International Center for Diffraction Mineral Data.

Las imágenes de microscopía electrónica de barrido (SEM) se tomaron en un microscopio electrónico de barrido ESEM Quanta 200 FEI, XTE 325/D8395 que incorpora un detector de energía dispersiva (EDS) con el que se obtuvieron espectros de energía. El equipo está situado en el Centres Científics i Tecnològics Universitat de Barcelona.

Se hizo un estudio mediante DRX de la morfología de los agregados orientados de esmectita para determinar la fórmula estructural de esta, mientras que la microscopía electrónica de transmisión (TEM-AEM) tuvo el fin de caracterizar el mineral del grupo de las esmectitas que aparece en las muestras (Tauler *et al.* 2011; Chang 2001, 2005, 2013, 2015; Chang & Rojas-Purón 2015).

Los datos se adquirieron con un microscopio electrónico JEOL 2000 FX equipado con un espectrómetro OXFORD ISIS que trabaja a 136 kV (resolución 5,39 kV), sobre una suspensión acuosa muy diluida de la muestra. Los análisis se realizaron en el Centro de Microscopía Electrónica Luis Bru de la Universidad Complutense de Madrid.

3. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

3.1. Composición mineralógica del perfil de intemperismo

Tauler *et al.* (2011) y Chang (2013) dividen el perfil laterítico en horizonte limonítico y saprolítico, y este a su vez en subzonas.

Horizonte limonítico

Las muestras de este horizonte, muy poco compactas y de marcado color rojizo, están constituidas mayoritariamente por óxidos y oxi-hidróxidos de hierro (hematites y goethita) y, en menor cantidad, por cuarzo y lizardita.

Saprolita ferruginosa

En las muestras de la saprolita-ferruginosa, poco compactas y de color marrón, la cantidad de hematita disminuye considerablemente respecto a las del horizonte suprayacente, hasta tal punto que en el espectro de DRX solo se observan indicios de esta. La goethita, sin embargo, sigue siendo una de las fases mayoritarias. Las muestras contienen, además, un mineral del grupo de las esmectitas y cuarzo. Hacia la parte inferior del perfil empieza a aparecer maghemita.

En general, se trata de muestras con abundante porosidad y fracturas. El cuarzo está en las muestras en agregados criptocristalinos, de tamaño superior a 200 μm , deformados y con los bordes redondeados. La esmectita

se presenta formando agregados criptocristalinos irregulares, porosos y con inclusiones de óxidos o hidróxidos de Fe (Figura 3, izquierda). Los cristales de maghemita presentan tamaños superiores a 300 μm y están muy fracturados (Figura 3, derecha).

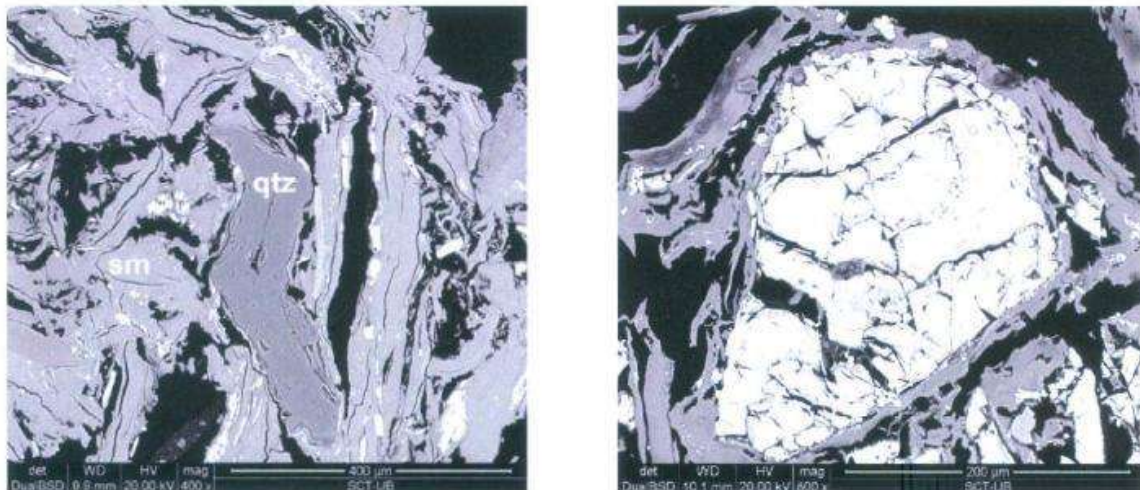


Figura 3. (Izq.) Imagen de electrones retrodispersados (BSE) de agregados criptocristalinos de esmectita, cuarzo y óxidos de hierro. (Der.) Imagen BSE de un cristal de óxido ó hidróxido de hierro.

Saprolita

Las muestras de la saprolita, que presentan tonalidades verdosas, están constituidas por maghemita, lizardita y esmectita. Teniendo en cuenta las proporciones de dichos minerales en las muestras se han establecido tres subhorizontes: saprolita superior, saprolita media y saprolita inferior.

Saprolita superior

La saprolita superior tiene una potencia estimada de tres metros. Las muestras de este subhorizonte están caracterizadas por contener mucha esmectita y muy poca lizardita (Figura 4).

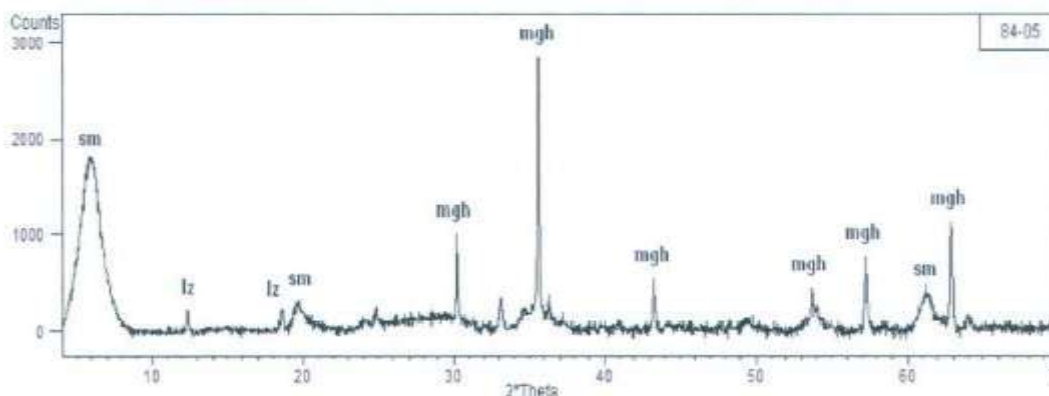


Figura 4. Espectro de DRX de la muestra 84-05. sm: esmectita, lz: lizardita, mgh: maghemita.

En las muestras con abundante porosidad se observa una matriz, formada por óxidos e hidróxidos en los que se aprecian algunos nódulos de minerales opacos y se distinguen cristales de lizardita (de aproximadamente 200 μm de largo), los cuales están siendo reemplazados por esmectita, sobre todo en los bordes.

Saprolita media

La saprolita media es un subhorizonte ligeramente más potente que la saprolita superior (potencia estimada de 4 m). La lizardita aparece en cantidades más elevadas que en la saprolita superior y la cantidad de esmectita ha disminuido.

En las muestras, la lizardita se presenta en cristales superiores a 400 μm , reemplazando a cristales de piroxeno (enstatita) y olivino y con indicios de alteración parcial a esmectita, que forma agregados escamosos (Figura 5). Las imágenes de SEM han permitido caracterizar, además, algunos minerales minoritarios como las espinelas (ricas en Al, Cr y Mg), que presentan cristales idiomórficos de dimensiones superiores a 1 mm, muy fracturados. Las fracturas están rellenas de óxidos de Fe y esmectitas (Figura 6).

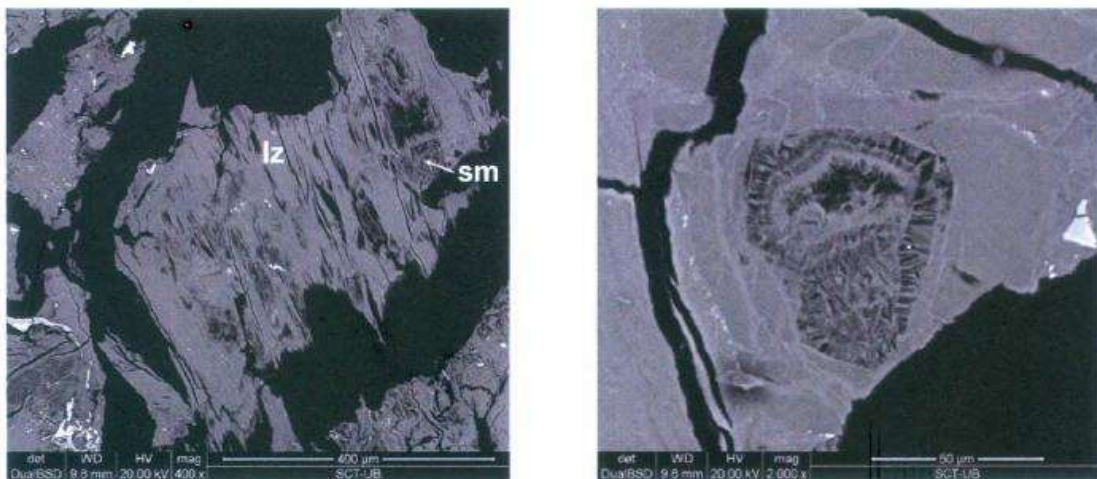


Figura 5. (Izq.) Imagen BSE de un cristal de piroxeno pseudomorfizado por lizardita y alterado parcialmente a esmectita. (Der.) Imagen BSE de un cristal de olivino completamente alterado a lizardita en los bordes y a esmectita en el núcleo.

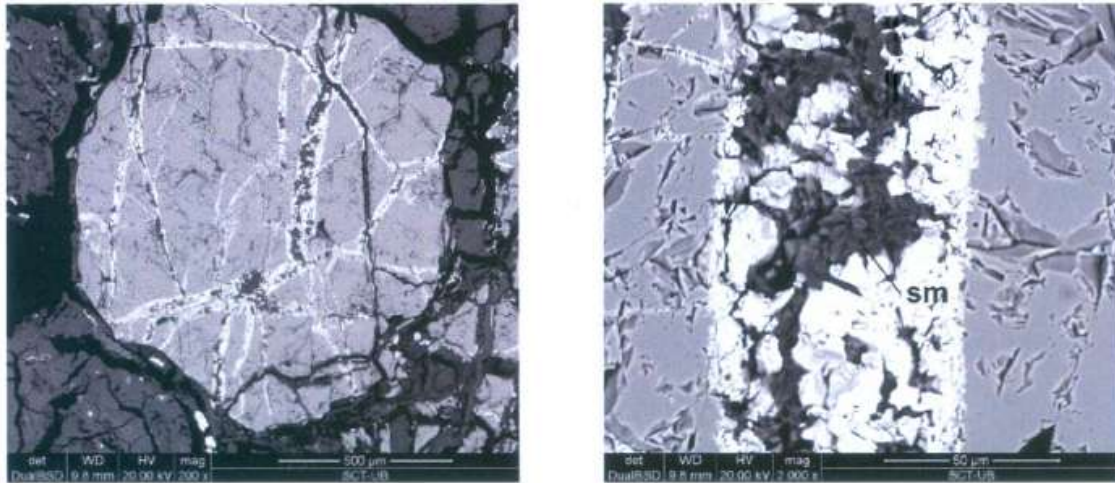


Figura 6. (Izq.) Imagen BSE de cristal de espinela fracturado. (Der.) Detalle de las fracturas, rellenas por esmectita y óxidos de hierro.

Saprolita inferior

La saprolita inferior tiene una potencia superior a 3 m. Las muestras de este subhorizonte se caracterizan por contener lizardita y muy poca esmectita.

En las muestras, los cristales de piroxeno están completamente reemplazados por lizardita. Se observa, además, una película de un mineral criptocristalino de color rojizo (probablemente goethita) en los planos de exfoliación de los piroxenos. Igualmente, los granos de olivino están completamente reemplazados por minerales del grupo de la serpentina (lizardita). La alteración se inicia en los bordes y en las fracturas de los cristales, en las que precipitan óxidos e hidróxidos de Fe. En los núcleos de olivino aparecen también agregados criptocristalinos de esmectita. En algunas muestras también se observan fracturas de hasta 0,2 mm de abertura, completamente rellenas de lizardita.

En general, en la saprolita se observa una disminución de la cantidad de esmectita con la profundidad y un incremento de lizardita.

Algunas muestras de este horizonte presentan una composición ligeramente diferente, con acumulaciones de fragmentos de 1 mm x 0,2 mm, aproximadamente, de sílice secundaria que ha precipitado en forma de agregados botroidales. La morfología de los agregados de cuarzo puede sugerir que se trata de fragmentos que provienen de una vena silicificada que ha colapsado por el confinamiento.

En algunas muestras de la saprolita se ha identificado un mineral del grupo de la clorita (Figura 7). En estas muestras los granos de clorita, de aproximadamente 100 µm de largo, están rodeados de agregados

criptocristalinos de esmectita, que a su vez contiene inclusiones de óxidos e hidróxidos de Fe.

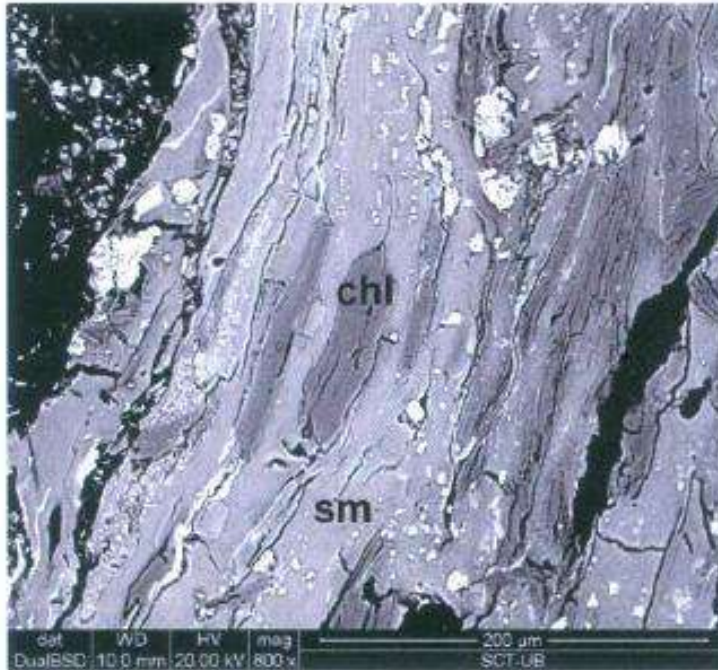


Figura 7. Imagen BSE de cristales de clorita rodeados por agregados criptocristalinos de esmectita.

3.2. Cristaloquímica de la principal especie mineralógica portadora de níquel

Se ha efectuado un estudio mediante DRX de agregados orientados y microscopía electrónica de transmisión (TEM-AEM) para caracterizar el mineral del grupo de las esmectitas que aparece en las muestras (Tauler *et al.* 2011; Chang 2015).

En el método de agregados orientados se requiere una preparación especial de la muestra -en forma de cristales orientados- que provoca que sólo difracten las reflexiones 001. Cada grupo de filosilicatos responde de una manera característica a los distintos tratamientos (saturación de la muestra en etilenglicol y secado a 550°C), hecho que permite caracterizarlos (Moore y Reynolds 1997).

El espectro de DRX confirmó que se trata de una esmectita ya que el pico que corresponde al plano reticular 001 (14,7 Å en agregados orientados) se traslada a 17,3 Å en el tratamiento de la muestra saturada con etilenglicol y a 9,9 Å en la muestra secada a 550 °C, por la ganancia y pérdida, respectivamente, de moléculas de agua en la estructura (Figura 8a).

De acuerdo con el valor del espaciado reticular (060 y 330), determinado a partir de los espectros DRX de muestras en forma de polvo (Figura 8b), las

esmectitas de San Felipe pueden considerarse como dioctaédricas. El valor de 1,51 Å coincide con el valor propuesto por Gaudin *et al.* (2004, 2005) en las esmectitas del perfil laterítico de Murrin Murrin (Australia). Se establece que valores superiores a 1,52 Å de espaciado reticular son propios de esmectitas trioctaédricas.

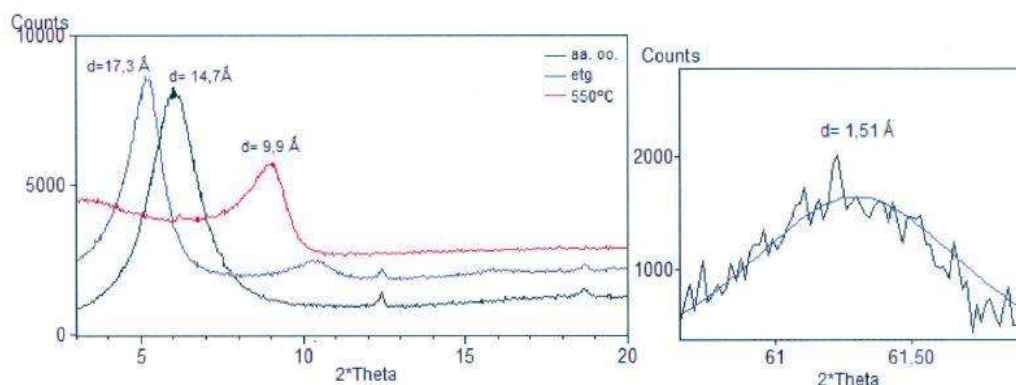
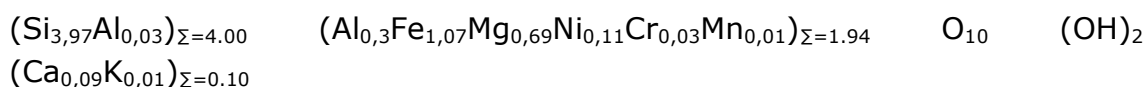


Figura 8. (Izq.) Espectro DRX con el valor de espaciado reticular de las reflexiones 001 de la muestra 84-05 en agregados orientados, y tratamientos de etilenglicol y a 550 °C y (der.) valor del espaciado reticular de las reflexiones 060 y 330 mediante el programa X'pert (background extraído).

La microscopía electrónica de transmisión (TEM-AEM) permitió obtener la fórmula estructural de la esmectita, confirmando que se trata de una esmectita férrica-magnésica con níquel (nontronita).

La fórmula teórica de la nontronita es $\text{Na}_{0,3} \text{Fe}_2^{+++} (\text{Si}, \text{Al})_4 \text{O}_{10} (\text{OH})_2 \cdot n(\text{H}_2\text{O})$

Los resultados de los análisis realizados a la muestra 84-05 se muestran en la Tabla 1 y la fórmula estructural de la celda unidad obtenida, con los valores promedio es:



Los átomos de Fe oscilan entre 0,95 y 1,29 en las fórmulas estructurales, el Mg oscila entre 0,49 y 1,01 y el Ni entre 0 y 0,17 átomos por fórmula estructural.

Tabla 1. Resultados de análisis TEM AEM de muestras de esmectitas en saprolitas de San Felipe (en %)

Muestra	MgO	Al₂O₃	SiO₂	K₂O	CaO	Cr₂O₃	MnO	Fe₂O₃	NiO	TOTAL
Sm 05 3	7,39	4,00	61,96	0,12	1,41	0,01	0,01	22,83	2,29	100,02
Sm 05 4	7,34	6,55	61,53	0,33	1,99	0,44	0,17	19,66	1,98	99,99
Sm 05 5	10,08	3,27	62,86	0,19	0,77	0,22	0,06	19,72	2,83	100
Sm 05 6	10,23	1,88	56,56	0,13	0,62	0,29	0,15	28,21	1,93	100
Sm 05 7	5,03	4,98	61,94	0,17	0,75	1,33	0,01	22,55	3,24	100
Sm 05 8	5,07	5,25	61,96	0,18	0,49	1,17	0,13	22,46	3,29	100
Sm 05 9	5,54	5,46	63,08	0,17	0,52	1,03	0,11	21,17	2,91	99,99
Sm 05 11	5,10	4,35	62,52	0,13	0,45	0,57	0,01	24,08	2,8	100,01
Sm 05 12	6,2	4,66	62,66	0,18	0,98	1,04	0,01	21,23	3,04	100
Sm 05 13	8,97	3,02	62,67	0,17	0,92	0,27	0,85	20,34	2,78	99,99
Sm 05 14	6,78	3,21	62,35	0,2	1,01	0,28	0,01	24,85	1,32	100,01

El cálculo de las fórmulas cristaloquímicas de la celda unidad (Tabla 2) permite valorar desde el punto de vista geoquímico la participación individual (en cada muestra) de los contenidos específicos del número de átomos de níquel y de otros metales que forman parte de la composición química de la molécula de la nontronita, así como, es posible estimar el papel de portador primario del níquel a las cortezas de intemperismo, mediante los procesos de meteorización de las litologías ultramáficas.

Tabla 2. Número de cationes en la celda cristalográfica unidad de las nontronitas del yacimiento San Felipe. Calculado sobre la base de 11 átomos de los análisis TEM-AEM

Muestra	Mg	Al	Si	K	Ca	Cr	Mn	Fe	Ni
Sm05 3	0,71	0,30	3,98	0,01	0,1	0,001	0,001	1,10	0,12
Sm05 4	0,70	0,49	3,93	0,03	0,14	0,02	0,01	0,94	0,10
Sm05 5	0,96	0,25	4,01	0,02	0,05	0,01	0,003	0,95	0,4
Sm05 6	1,00	0,15	3,74	0,01	0,04	0,02	0,01	1,4	0,10
Sm05 7	0,48	0,38	3,99	0,01	0,05	0,07	0,001	1,09	0,17
Sm05 8	0,49	0,40	4,00	0,01	0,03	0,06	0,007	1,09	0,17
Sm05 9	0,53	0,41	4,03	0,01	0,04	0,05	0,006	1,02	0,15
Sm05 11	0,49	0,33	4,02	0,01	0,03	0,03	0,001	1,17	0,14
Sm05 12	0,59	0,35	4,02	0,01	0,07	0,05	0,001	1,02	0,16
Sm05 13	0,86	0,23	4,02	0,01	0,06	0,01	0,04	0,98	0,14
Sm05 14	0,65	0,24	4,00	0,02	0,07	0,01	0,001	1,20	0,07

Del análisis de la Tabla 2, donde se exponen los números de cationes de las muestras de nontronitas investigadas, así como de las fórmulas

cristaloquímicas expuestas, se destacan los valores de los números de cationes de Fe^{3+} y Mg^{2+} , con valores muy próximos entre ellos; en cambio, los cationes Cr^{3+} y Mn^{2+} manifiestan valores muy por debajo de la unidad.

Estas relaciones tienen un extraordinario significado geoquímico, al indicarnos que la mineralización nontronítica férrica es rica en magnesio y se corresponde con las características genéticas de menas níquelíferas asociadas a cortezas de intemperismo.

El cálculo y elaboración de las fórmulas cristaloquímicas para las nontronitas ha permitido incrementar la precisión y confiabilidad de los resultados analíticos de los elementos químicos que integran las menas arcillosas silicatadas. Estos resultados pueden ser utilizados para medir el grado de eficiencia industrial en la futura planta de beneficio de San Felipe.

El análisis de la composición química de la celda elemental de las nontronitas en las menas del yacimiento San Felipe ha permitido corroborar el comportamiento geoquímico de los elementos químicos que integran las mismas.

La composición química de las esmectitas de San Felipe se ha representado en un diagrama triangular $\text{Al}/(\text{Mg}+\text{Ni})/(\text{Fe}+\text{Cr})$ junto con las de Murrin Murrin (Gaudin *et al.* 2004, Gaudin *et al.* 2005). Se observa que las esmectitas de San Felipe contienen cantidades más elevadas de níquel y magnesio (Figura 9).

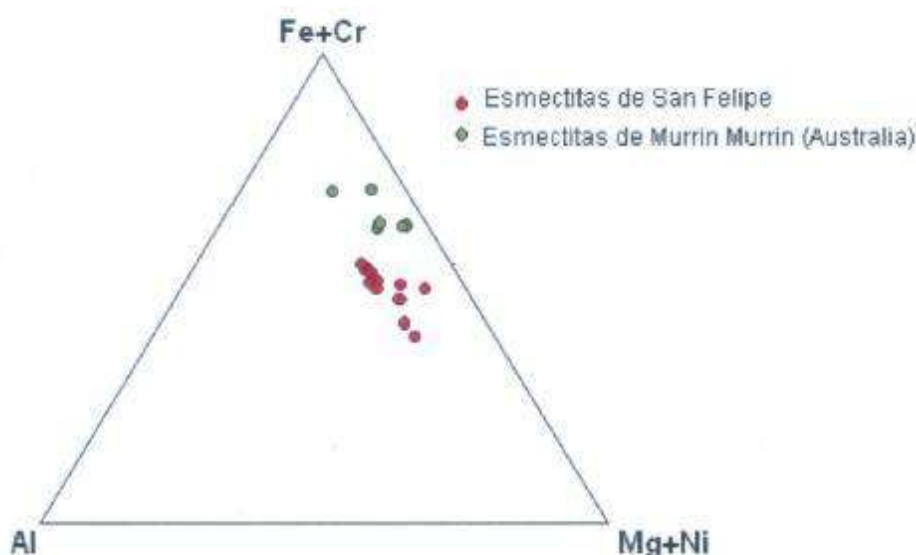


Figura 9. Diagrama ternario $\text{Al}/(\text{Mg}+\text{Ni})/(\text{Fe}+\text{Cr})$ con los datos de TEM-AEM de las esmectitas de San Felipe y de Murrin Murrin.

Mediante TEM se han obtenido también imágenes de la morfología de los agregados de nontronita en la muestra estudiada, que parecen ser ligeramente laminares. Los cristales tienen tamaños cercanos a 200 nm (Figura 10).

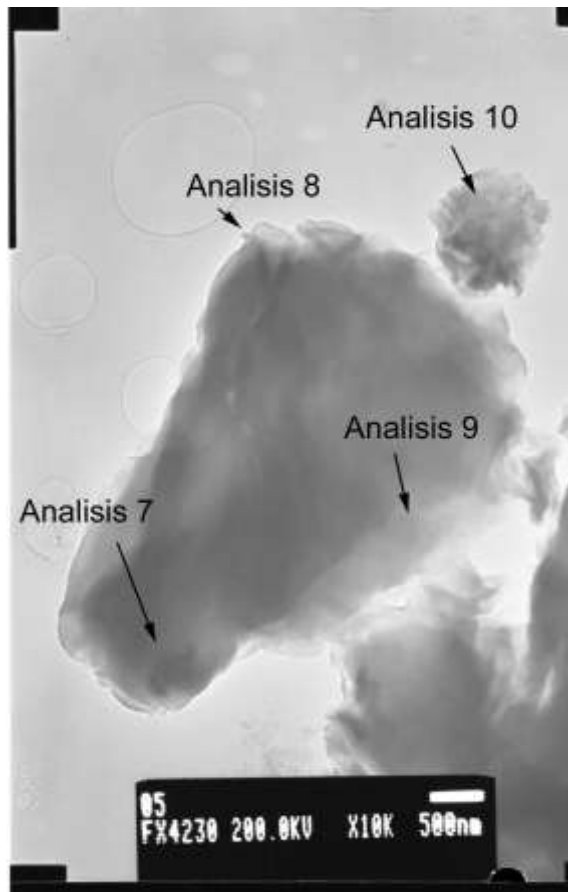


Figura 10. Imagen de TEM de agregados de esmectita. Se marca la posición de cuatro análisis.

4. CONCLUSIONES

- La identificación y caracterización de los minerales portadores de Ni permite orientar con mayor precisión el procesamiento tecnológico, logrando que se obtengan mejores rendimientos en la recuperación del metal.
- La saprolita está constituida básicamente por nontronita, lizardita y maghemita.
- Los resultados de química mineral indican que la fase principal portadora de Ni en el horizonte saprolítico de San Felipe es la nontronita, representando alrededor del 65 % en peso de las menas del horizonte.

5. AGRADECIMIENTOS

Esta investigación ha sido parcialmente financiada por los proyectos CGL2009-10924 y CGL 2012-36263, así como por los proyectos 2009-SGR-444 y 2014-SGR-1661 de la *Generalitat de Catalunya*.

6. REFERENCIAS

- AIGLSPERGER, T.; PROENZA, J. A.; LEWIS, J. F.; LABRADOR, M.; SVOJTKA, M.; ROJAS-PURÓN, A.; LONGO, F. & ĎURIŠOVÁ, J. 2016: Critical metals (REE, Sc, PGE) in Ni-laterites from Cuba and the Dominican Republic. *Ore Geology Reviews* 73: 127-147.
- ALMAGUER, A. 1989: *Mineralogía y geoquímica de las cortezas de intemperismo de las rocas ultramáficas de la provincia de Holguín*. Tesis doctoral. C.I.C.T. de la A. C. de Cuba.
- BRAND, N. W.; BUTT, C. R. M. & ELÍAS, M. 1998: Nickel laterites: Classification and features. *AGSO Journal of Australian Geology and Geophysics* 17: 81-88.
- BRINDLEY, G. W. 1978: The structure and chemistry of hydrous nickel containing silicate and aluminate minerals. *Bulletin du B. R. G. M. Section II* 3: 233-245.
- CHANG, A. 2001: Reports on distribution of chemical elements, geological controls, tectonics and morphology of San Felipe Plateau. San Felipe Mining Limited (Inédito). 47 p.
- CHANG, A. 2005: Características geólogo-geoquímicas y mineralógicas del yacimiento de lateritas niquelíferas San Felipe, Camagüey, Cuba. 1ra Convención Cubana de Ciencias de la Tierra (Geociencias 2005). 1er Congreso de Minería. Memorias. La Habana, Cuba, 5-8 abril, 587-601. ISBN 978-959-71117-03-7.
- CHANG, A. 2013: Esmeclitas nontroníticas portadoras de la mineralización niquelífera del yacimiento laterítico-saprolítico San Felipe. V Convención Cubana de Ciencias de la Tierra. La Habana, Cuba, 1-5 abril. ISSN 2307-499X.
- CHANG, A. 2015: Identificación y caracterización cristaloquímica de la principal especie mineralógica portadora de níquel del yacimiento saprolítico San Felipe. VI Convención Cubana de Ciencias de la Tierra, 4-8 mayo, La Habana, Cuba. ISSN 2307-499X.
- CHANG, A. & ROJAS-PURÓN, A. L. 2015: Fases minerales portadoras de níquel presentes en el horizonte saprolítico del yacimiento San Felipe. *Minería & Geología* 31(4): 1-18.
- CORDEIRO, C.; COLLAZO, J. & VOSKRESENSKAYA, N. 1977: Solubilidad del níquel asociado con diferentes minerales. *Minería en Cuba* 3(1): 1-13.

- CORDEIRO, C. 1981: *Análisis químico de fases en menas lateríticas oxidadas de la corteza de intemperismo de Cuba*. Tesis doctoral. Universidad de La Habana. 173 p.
- ELÍAS, M.; DONALDSON, M. J. & GIORGETTA, N. 1981: Geology, Mineralogy and Chemistry of Lateritic Ni-Co deposits near Kalgoorlie, Western, Australia. *Economic Geology* 76(6): 1 775-1 783.
- ELÍAS, M. 2002: Nickel laterite deposits -a geological overview, resources and exploitation. *Giant ore deposits: Characteristics, genesis and exploration. CODES Special Publication* 4: 205-220.
- FREYSSINET, PH.; BUTT, C. R. M. & MORRIS, R. C. 2005: Ore-forming processes related to lateritic weathering. *Economic Geology 100th Anniversary Volume*: 681-722.
- GAUDIN, A.; GRAUBY, O.; NOACK, Y.; DECARREAU, A. & PETIT, S. 2004: Accurate crystal chemistry of ferric smectites from the lateritic nickel ore of Murrin Murrin (Western Australia). I. XRD and multi-scale chemical approaches. *Clay Minerals* 39(3): 301-315.
- GAUDIN, A.; DECARREAU, A.; NOACK, Y. & GRAUBY, S. 2005: Clay mineralogy of the nickel laterite ore developed from serpentized peridotites at Murrin Murrin, Western Australia. *Australian Journal of Earth Sciences* 52(2): 231-241.
- GALLARDO, T.; CHANG, A.; TAULER, E. & PROENZA, J. 2010: El yacimiento de San Felipe (Camagüey, Cuba): un ejemplo de lateritas níquelíferas tipo arcilla. *Macla* 13 (septiembre): 87-88.
- GLEESON, S. A.; BUTT, C. R. M. & ELIAS, M. 2003: Nickel laterites: a review. *Society of Economic Geologists (SEG) Newsletter* 54: 9-16.
- KUDELASEK, V.; ZAMARSKY, V. & MARXOVA, I. 1967: La mineralogía de la corteza de intemperismo de las rocas ultrabásicas de la costa norte de la provincia de Oriente, Nicaro, Moa. *Revista de Geología* 1(1): 50-76.
- LAVAUT, W. 2015: Las bajas concentraciones metalíferas: Reto de la actividad minero-metalúrgica cubana. VI Convención Cubana de Ciencias de la Tierra, 4-8 mayo, La Habana, Cuba. ISSN 2307-499X.
- LEWIS, J. F.; DRAPER, G.; FERNÁNDEZ, J. A. P.; ESPAILLAT, J. & JIMÉNEZ, J. 2006: Ophiolite-Related Ultramafic Rocks (Serpentinities) in the Caribbean Region: A Review of their Occurrence, Composition, Origin, Emplacement and Ni-Laterite Soil Formation. *Geologica Acta* 4(1-2): 237-263.
- LINCHENAT, A. & SHIROKOVA, I. 1964: Individual characteristics of the nickeliferous iron (laterite) deposits of the northeastern part of Cuba (Pinares de Mayari, Nicaro and Moa). 24th International Geological Congress, Montreal, pt. 14, sec. 14, pp. 172-187.
- MARÍN, P. 2011: *Caracterización del perfil laterítico rico en níquel de San Felipe (Cuba) y separación de fases minerales mediante caída de*

- partículas en un fluido viscoso*. Tesis de grado. Universidad de Barcelona. 61 p.
- MOORE, D. & REYNOLDS, R. C. 1997: X-Ray Diffraction and the Identification of Clay Minerals. Oxford University Press.
- MUÑOZ, J. N. & OROZCO, G. 2009: Mineralogía y orden cronológico de formación de los minerales de las menas lateríticas: implicaciones en la exploración de explotación. III Convención Cubana de Ciencias de la Tierra. Memorias en CD ROM. La Habana, 16-20 de marzo. ISBN 978-959-7117-19-3.
- MUÑOZ, J. N.; RODRÍGUEZ-INFANTE, A. & BAREA-PÉREZ, I. 2015. Variabilidad de los perfiles lateríticos en los yacimientos ferroniquelíferos de Moa. *Minería & Geología* 31(2): 21-33.
- OSTROUMOV, M.; ROJAS-PURÓN, A. L. & BLANCO, J. 1987. Caracterización mineralógica de las lateritas del sector Atlántico, Mina Moa. *Minería y Geología* 5(1): 3-20.
- PONCE, N. & CARRILLO, D. 1984. Mineralogía y composición sustancial de las menas ferroniquelíferas del yacimiento de corteza de intemperismo La Delta. *Serie Geológica* 1: 3-16.
- POWDER DIFFRACTION FILE, version 2. Joint Committee of Powder Diffraction Standards. 2000: International Center for Diffraction Data, 12 Campus Blvd., Newton Square, Pennsylvania 19073-3273, USA.
- PROENZA, J. A.; TAULER, E.; MELGAREJO, J. C.; GALÍ, S.; LABRADO, M.; MARRERO, N.; PÉREZ-MELO, N.; ROJAS-PURÓN, A. L. & BLANCO-MORENO, J. A. 2007a. Nuevos datos sobre los minerales portadores de Ni y Co en los perfiles lateríticos de Cuba Oriental. Geociencias (II). Memorias en CD ROM. La Habana, 20-23 marzo, p. 1-9. ISBN 978-959-7117-16-2.
- PROENZA, J. A.; TAULER, E.; MELGAREJO, J. C.; GALÍ, S.; LABRADO, M.; MARRERO, N.; PÉREZ-MELO, N.; ROJAS-PURÓN, A. L. & BLANCO-MORENO, J. A. 2007b: Mineralogy of oxide and hydrous silicate Ni-laterite profiles in Moa Bay area, northeast Cuba. *Diggin' Deeper. Dublin (Ireland), Irish Association for Economic Geology* 2: 1 389-1 392.
- PROENZA, J. A.; ROQUE, J.; LABRADOR, M.; GALÍ, S.; TAULER, E.; GALLARDO, T.; LEWIS, J. F. & LONGO, F. 2010: Mineralogical composition and mineral chemistry of supergene cobalt ores from eastern Cuba and Dominican Republic Ni-laterite deposits. In: 20th General Meeting of the International Mineralogical Association. Budapest, Hungary, 21-27 August.
- PROENZA, J. A. 2015: Mineralogía y Geoquímica de Ni, Co, EGP, Sc, REE en yacimientos lateríticos. *Macla* 20: 1-7.
- ROJAS-PURÓN, A. 1994: *Principales fases minerales portadoras de Ni en los horizontes lateríticos del yacimiento Moa*. Tesis doctoral. Instituto Superior Minero Metalúrgico. 94 p.

- ROJAS-PURÓN, A. 2001: Evidencias a favor de que la goethita es la principal portadora de níquel en los horizontes lateríticos de las cortezas ferroniquelíferas. *Minería y Geología* 18(3-4): 21-31.
- ROJAS-PURÓN, A.; SIMOES, R. & OROZCO, G. 2012: Identificación mineralógica de los óxidos de manganeso del yacimiento laterítico Punta Gorda, Moa, Cuba. *Minería y Geología* 28(1): 1-26.
- ROQUÉ-ROSELL, J.; PROENZA, J. A.; MOSSELMANS, F.; ATKINSON, K.; QUINN, P.; LABRADOR, M. & GALÍ, S. 2008: Preliminary studies on Ni in laterite deposits from Moa Bay (Cuba) by means μ XRF and μ XAS using Synchrotron Radiation. *Macla* 9: 219-220.
- ROQUÉ-ROSELL, J.; MOSSELMANS, F.; PROENZA, J. A.; LABRADOR, M.; GALÍ, S.; ATKINSON, K. D. & QUINN, P. D. 2010: Sorption of Ni by "lithiophorite-asbolane" intermediates in Moa Bay lateritic deposits, eastern Cuba. *Chem. Geol.* 275(1): 9-18.
- SHIROKOVA, I. Y. 1967: Intemperismo de las rocas ultrabásicas del Norte de Oriente: Yacimientos de Pinares de Mayarí, Moa y Nicaro: Génesis y composición de las menas. Inédito. Fondo Geológico Nacional. 73 p.
- STRNAD, J. 1968: Desarrollo del conocimiento geológico y del aprovechamiento de las menas residuales niquelíferas. *Revista Tecnológica* 6(1-2): 3-32.
- TAULER, E. 2009: Ni-sepiolite-falcondite in garnierite mineralization from the Falcondo Ni-laterite deposit, Dominican Republic. *Clay Minerals* 44(4): 435-454.
- TAULER, E.; GALLARDO, T.; GARCÍA, E.; PROENZA, J.; SUARES, M. & CHANG, A. 2011: Caracterización mineralógica de las esmectitas niquelíferas del yacimiento de San Felipe (Camagüey, Cuba). *Macla* 15: 89-90.
- VILLANOVA-DE BENAVENT, C.; PROENZA, J. A.; GALÍ, S.; GARCÍA-CASCO, A.; TAULER, E.; LEWIS, J. F.; LONGO, F. 2014: Garnierites and garnierites: textures, mineralogy and geochemistry of garnierites in the Falcondo Ni-laterite deposit, Dominican Republic. *Ore Geology Reviews* 58: 91-109.
- VOSKRESENSKAYA, N. T. 1983: Características mineralógicas y geoquímicas de los minerales del grupo de la serpentina de algunos yacimientos niquelíferos de Cuba. En: Bol. Corteza de intemperismo, No. 18. Nauka, Moscú.
- VOSKRESENSKAYA, N. T. 1987: Formas de presentarse el Ni en los minerales portadores de las menas silicatadas-oxidadas de Cuba. *Revista Geoquímica* 2 (en ruso), p. 71.
- ZEISSINK, H. E. 1969: The mineralogy and geochemistry of a nickeliferous laterite profile (Greenvale, Queensland, Australia). *Mineralium Deposita* 4(2): 132-152.

Alfonso Chang-Rodríguez, alfonsochr@geocmg.minem.cu
Ingeniero Geólogo Máster en Ciencias. Empresa Geominera
Camagüey.

Esperanza Tauler-Ferre.
Doctora en Ciencias. Profesora Universidad de Barcelona
España

Joaquín A. Proenza-Fernández.
Doctor en Ciencias Geológicas.
Profesor Universidad de Barcelona
España

Arturo L. Rojas-Purón, arjaspurnh@gmail.com
Doctor en Ciencias Geológicas. Profesor Auxiliar. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa
Holguín, Cuba

Caracterización geológica de las lateritas en diferentes regiones metalogénicas: comparación de los yacimientos San Felipe y Piloto

Rosa M. Cobas-Botey

Resumen

Se realizó un estudio comparativo con el objetivo de revelar las características geoestructurales y geomorfológicas así como las regularidades espacio-temporales del origen y evolución de dos regiones metalogénicas exógenas de Cuba, emplazadas en cortezas de meteorización originadas sobre ofiolitas. Las diferencias en la evolución morfoestructural entre ambas regiones han condicionado el desarrollo espacio-temporal diferenciado de las cortezas de intemperismo niquelíferas en ambos territorios. En el bloque morfoestructural de Oriente septentrional los movimientos recientes de la corteza terrestre están caracterizados por fuertes levantamientos que comenzaron en el Plioceno y continúan en nuestros días; en el bloque morfoestructural de Camagüey central estos han sido mucho más débiles, dando lugar a una mayor estabilidad de la región y, por tanto, al desarrollo de un relieve mucho más maduro y antiguo que en Oriente septentrional. En este último la transferencia de agua fue generalmente intensa o media, mientras que en Camagüey fue lenta, marcando otra importante diferencia en cuanto a la presencia de sílice libre en el perfil de las cortezas. Los yacimientos San Felipe, en Camagüey y Piloto, en Oriente, son ejemplos típicos de diferencias evolutivas.

Palabras clave: Perfil de intemperismo; yacimiento San Felipe; yacimiento Piloto; corteza laterítica.

Geological characterization of the laterite ore from different metallogenic regions: Comparison between San Felipe and Piloto ore bodies

Abstract

This investigation deals with a comparative analysis for the identification of the geo-structural and geomorphological characteristics in addition to the spatial-temporal regularities of the origin and evolution of these two exogenous metallogenic regions of Cuba, located on the weathering crust that occurred on ophiolites. The differences in the morphostructural evolution contributed to the differentiated spatial-temporal development of nickel weathering crusts in both territories. In the morphostructural block of the northern west, the recent earth crust movements are characterized by strong uplifts that started in the Pliocene and continue to date. These uplifts have been weaker in the morphostructural block of central Camaguey, resulting in an increased stability of the region and therefore in the development of a more mature and older relief compared to that of the northern west. In the latter, water transfer was generally intense with regard to the free silica contained in the crust profile. The San Felipe (Camaguey) and Piloto (Moa) ore bodies are representative examples of evolutionary differences.

Keywords: weathering profile; San Felipe ore body; Piloto ore body; laterite crust.

1. INTRODUCCIÓN

En Cuba se desarrollan cortezas ferro-cobalto-niquelíferas en diferentes regiones. Este estudio se refiere a las cortezas lateríticas de Moa y Camagüey, representadas por los yacimientos Piloto y San Felipe, respectivamente. Los estudios realizados recientemente en San Felipe han demostrado que sus características geoquímicas, mineralógicas y geológicas resultan ser únicas, lo cual lo hace diferente a las cortezas desarrolladas en la región nororiental; estas diferencias no habían sido reportadas anteriormente, pues los estudios alcanzados en la región central eran insuficientes para esta comparación.

Formell (2002) compara las ofiolitas desarrolladas en las regiones de Oriente y Camagüey. El presente artículo contrasta específicamente dos yacimientos de estas regiones: Piloto, desarrollado en la región oriental y San Felipe, en la región central de Cuba. La comparación está fundamentada en los principales agentes que participan en la formación y desarrollo de las cortezas de intemperismo como son: la geología, el relieve, la geoquímica, la mineralogía y movimiento de las aguas. Los estudios más detallados de estos yacimientos, tomados como base para esta investigación, se encuentran en los archivos de la ONRM, como trabajos de prospección y exploración geológica, no presentados anteriormente como trabajos investigativos. En general, estos yacimientos habían sido poco estudiados.

Los yacimientos de corteza de meteorización constituyen una formación geológica continental independiente, generada bajo la acción de los agentes atmosféricos líquidos, gaseosos y biógenos sobre las rocas primarias, a raíz de lo cual surgen en su lugar nuevas rocas con una textura, una estructura, una composición mineral y química propias, que contienen yacimientos de minerales (Smirnov 1982).

A pesar de que los yacimientos San Felipe y Piloto se desarrollan en ambientes geológicos similares, macizo ofiolítico representado por peridotitas serpentinizadas, serpentinitas y harzburgitas entre otros y sobre superficies de nivelación, esas superficies se encuentran a diferentes niveles hipsométricos, lo que determina diferencias fundamentales en las condiciones de la transferencia de las aguas y, consecuentemente, en los tipos y potencias de los perfiles de la corteza de intemperismo resultantes.

Mientras que en la región metalogénica de la parte oriental de Cuba las cortezas se caracterizan por perfiles abreviados (Formell 1979, 2002) o incompletos (Smirnov 1982) de la formación menífera goethito ferro-cobalto-niquelífera y potencias moderadas (a excepción de las áreas con

ocurrencia de dislocaciones disyuntivas o relieves ondulados con presencia frecuente de contrapendientes). En Camagüey, por el contrario, las cortezas presentan perfiles completos, a veces complejos, de la formación menífera nontronito-niquelífera con grandes potencias de sus perfiles que oscilan entre 3 m y 36 m, con un promedio de 20 m. El promedio de la envolvente mineral es de aproximadamente 10 m, con una cubierta o escombro promedio de alrededor de 8 m (varía de 0 m a 15 m); las menas niquelíferas están asociadas a arcillas esmectíticas, las cuales se distribuyen de forma regular y continua por todo el depósito, sin embargo, en el yacimiento Piloto no existe casi presencia de ellas en el perfil o no han sido reportadas.

En los perfiles de las cortezas desarrolladas en la región oriental prácticamente no hay presencia de sílice libre (Cobas, Campos & Cadete 1997; Cobas 2013), mientras que en Camagüey los perfiles se caracterizan por abundante sílice libre en forma de ópalos, calcedonias y marshalita presentes en prácticamente todos los horizontes de la corteza de intemperismo comprobado durante las perforaciones de alrededor de mil pozos documentados y muestreados en los trabajos de prospección desarrollados en San Felipe (Formell *et al.* 1998; Formell 1999, 2002).

2. MATERIALES Y MÉTODOS

Para el presente estudio se utilizaron los datos de las prospecciones y exploraciones del yacimiento Piloto (Rodríguez *et al.* 1985; Cobas, Campos & Cadete 1997; Cobas 2013). Los del yacimiento San Felipe son datos generados entre los años 1998 al 2000 (Formell *et al.* 1998; Formell 1999, 2002) a partir de las perforaciones que tuvieron lugar en diferentes etapas con distintas redes de perforación (500x200 m, 200x200 m, 100x100 m, 50x50 m, hasta 25x25 m) y en el área noroeste (1000x1000 m) para determinar el espesor real de las cortezas en esta área y sus potencias, que no habían sido mapeadas con anterioridad.

En total se perforaron 14 821,65 m lo que aportó un volumen de muestras de 14 267, a las cuales se les determinó el contenido de Fe, Ni, Co, MgO, Al₂O₃, SiO₂, MnO, Cr₂O₃. Además, se utilizaron para confirmar el carácter esmectítico nontronítico de las menas que controlan la mineralización en San Felipe los estudios de Gallardo *et al.* (2010, 2011) sobre la mineralogía de este yacimiento bajo el análisis de los métodos de difracción de rayos X (DRX), tanto de muestras en polvo como de agregados orientados (AO, AO+EG, AO+550°C) y microscopía electrónica de barrido (SEM-EDS) y de transmisión (TEM-AEM).

Se utilizó también la información de las investigaciones realizadas por el Centro de Investigaciones para la Industria Minero Metalúrgica (CIPIMM) sobre la base de análisis petromineralógicos, granulométricos y de fases, lo cual nos permitió profundizar en el conocimiento de las características mineralógicas y la distribución granulométrica de los principales minerales portadores de Ni en los diferentes sectores del yacimiento (Cabrera 2005).

Para el yacimiento Piloto se usaron datos de 407 pozos perforados en redes de 300x300 m y 100x100 m, para un total de 4 643 muestras con resultados de Fe, Ni, Co, SiO₂ Mg, Al, Cu, Cr, Mn y Zn, todos en forma de metal, a excepción de la sílice, así como los estudios mineralógicos realizados en estas exploraciones, etc.

Se revisó toda la documentación geológica en soporte magnético y en copia dura en los archivos de la Oficina Nacional de Recursos Minerales y para el procesamiento de la información se utilizaron las herramientas del Microsoft Office (Excel, Access) y el Surfer para la elaboración de los mapas.

3. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

A pesar de que los yacimientos cubanos San Felipe y Piloto se desarrollan sobre un macizo ofiolítico, representado fundamentalmente por el complejo peridotítico, constituido por peridotitas serpentinizadas (harzburgitas, lherzolitas, wherlitas), dunitas y piroxenitas y por un complejo cumulativo compuesto por diques de gabros, microgabros y diabasas, existe una diferencia marcada entre ambos yacimientos. Tales diferencias tienen su explicación en las condiciones geomorfológicas confirmadas durante la investigación y los recorridos de campo realizados, las cuales quedan constatadas en los resultados de las determinaciones de la composición química y mineralógica de estos yacimientos.

Las condiciones de la transferencia de las aguas también difieren, asociadas fundamentalmente a las condiciones del relieve; mientras que fue muy lenta en San Felipe, dando lugar a un perfil con una inusual participación de la sílice, tanto libre como combinada, resultado de la muy difícil extracción del sistema de las aguas altamente mineralizadas, en Piloto una extracción sistemática de las aguas mineralizadas hace que se desarrollen perfiles clásicos de la corteza, casi sin ninguna participación de la sílice.

En Piloto la corteza de intemperismo es más oxidada que en San Felipe. La comparación de la composición química de San Felipe y Piloto muestra un comportamiento inverso entre los contenidos de hierro (Fe) y de la sílice (SiO₂) debido a que la precipitación de sílice en San Felipe fue mucho mayor que en Piloto (Figura 1).



Figura 1. Comparación de la composición química (en %) de los yacimientos San Felipe (SF) y Piloto.

Los contenidos de Ni, por su parte, son un tanto superiores en San Felipe que en Piloto a causa de una mayor participación de las menas silicatadas ricas en Ni en San Felipe. El contenido de cobalto es inferior en San Felipe por su típica asociación con el Fe, el cual posee valores bajos, no típico en los depósitos lateríticos cubanos (Figura 2). El magnesio es más alto por estar la mineralización en San Felipe asociada a menas menos oxidadas que en Piloto; por lo que, aplicando la clasificación empleada por Brant, Butt y Elias (1998), el yacimiento Piloto se ubica en el tipo C y San Felipe en el tipo B.

En la Figura 2 se muestra el comportamiento de la composición química por horizontes en San Felipe. En el eje inferior los diferentes horizontes del perfil de intemperismo para este yacimiento, según la clasificación definida y empleada durante los estudios geológicos así como la que se registra en las Bases de Datos de las perforaciones y otros trabajos realizados en la Oficina Nacional de Recursos Minerales (Formell *et al.* 1998; Formell 1999, 2002).

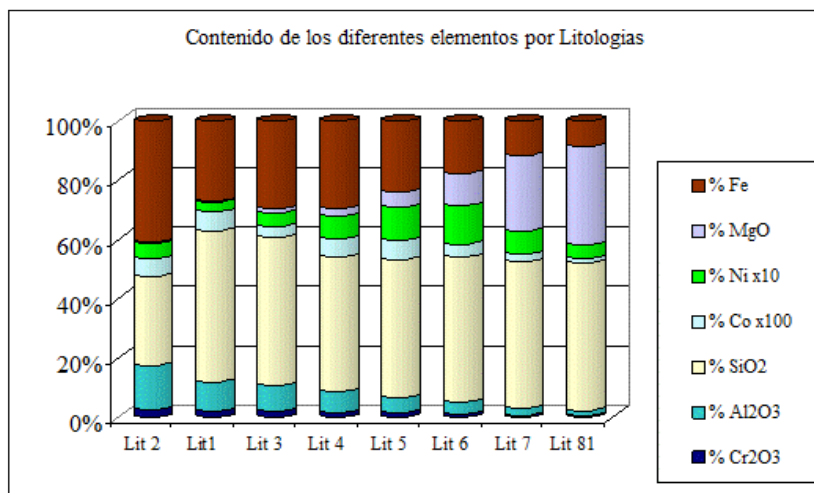


Figura 2. Composición química por litologías, yacimiento San Felipe.

Tabla 1. Códigos y descripción de los horizontes del perfil de intemperismo utilizados para San Felipe

Código	Horizonte del corte de intemperismo
Lit 1	Coraza de de Fe ₂ O ₃ -SiO ₂
Lit 2	Limonita con pisolitos y coraza de Fe ₂ O ₃ -SiO ₂
Lit 3	Limonita no textural sin pisolitos
Lit 4	Limonita textural (Zona de transicional)
Lit 5	Ocre no textural nontronítico (limonita >serpentina)
Lit 6	Serpentina nontronitizada (nontronita > serpentina)
Lit 7	Serpentina lixiviada
Lit 8	Roca madre (peridotita)
Lit 81	Harzburgitas serpentinizadas

El perfil de la corteza en Piloto es clásico, mostrando un aumento paulatino del Fe de los horizontes inferiores a los superiores, mientras que los contenidos de sílice van disminuyendo también de forma gradual (Figura 3). Esta figura describe en el eje horizontal los diferentes horizontes del perfil de intemperismo, según la clasificación utilizada durante los últimos estudios realizados (Cobas, Campos & Cadete 1997; Cobas 2013). Los códigos empleados se detallan en la Tabla 2.

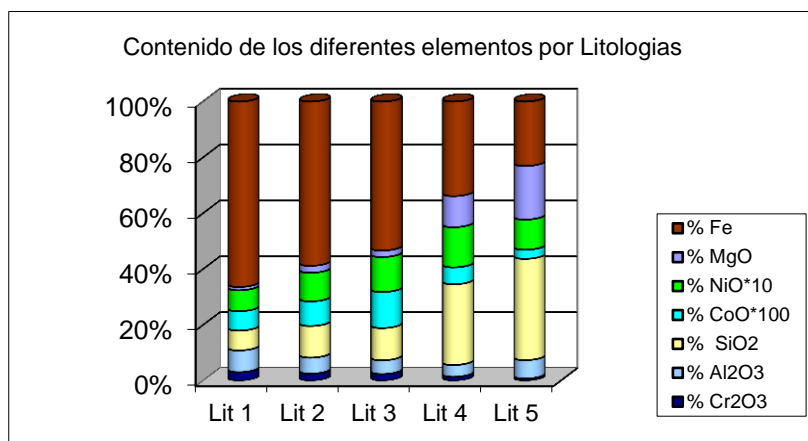


Figura 3. Composición química por litologías, yacimiento Piloto.

Tabla 2. Códigos y descripción de los horizontes del perfil de intemperismo utilizados para Piloto

Código	Horizonte del corte de intemperismo
Lit 1	Ocres inestructurales con perdigones
Lit 2	Ocres inestructurales
Lit 3	Ocres estructurales finales
Lit 4	Ocres estructurales iniciales
Lit 5	Serpentina lixiviada

En San Felipe, por el contrario, la sílice se distribuye de manera relativamente uniforme a todo lo largo del perfil, causando una distribución errática del resto de los elementos. La sílice en el perfil de San Felipe se distribuye no solo en los silicatos sino también de forma libre como ópalos, calcedonias y aún como marshalitas.

El yacimiento San Felipe lo clasificamos, según los tres tipos de yacimientos lateríticos niquelíferos definidos en el tipo B, depósitos silicatados arcillosos; denominados así por la presencia de esmectitas (nontronita, nepouita, saponita, etc.) ricas en Ni, con contenidos de Ni que oscilan desde 0,83 % hasta 1,05 %, como promedio 0,93 % de Ni. Los depósitos de este tipo representan aproximadamente del 5 al 10 % de los recursos niquelíferos globales (Brant, Butt & Elias 1998).

El yacimiento Piloto lo clasificamos en el tipo C: depósitos oxidados, por la presencia de los oxihidróxidos de Fe con Ni en goethita (Brant, Butt & Elias 1998). Los contenidos de Ni en la zona mineral van desde 1,13 hasta 1,29 %, como promedio 1,16 %.

Las superficies de Piloto y San Felipe, a pesar de que ambas son generalmente de tipo meseta, presentan diferencias en la distribución de las pendientes. Mientras que en San Felipe la superficie es principalmente

aplanada, con una ligera caída hacia el NW, dando un aspecto de cuesta, en Piloto, por el contrario, se desarrollan frecuentes escarpas y contra pendientes en el microrrelieve de la superficie que determinan diferencias en el régimen de la transferencia de las aguas y, consecuentemente, el desarrollo de varios tipos de perfiles de la corteza (Figuras 4 y 5).

Mientras, en San Felipe, situada en las primeras centenas de m.s.n. (56,7-199,0 con una media de 119,4 m), el régimen de la transferencia de aguas es muy lento, resultando perfiles de la corteza completos y con abundante presencia de sílice libre que no pudo ser extraída del sistema de drenaje. En Piloto, situado a cotas por encima de los 800 m.s.n. (822,3-904,1 con una media de 866,9 m), coexisten regímenes de transferencia de las aguas muy intensos, intensos y de intensidad media que resultan en perfiles de la corteza incompletos, abreviados y completos, en dependencia de las condiciones del microrrelieve.

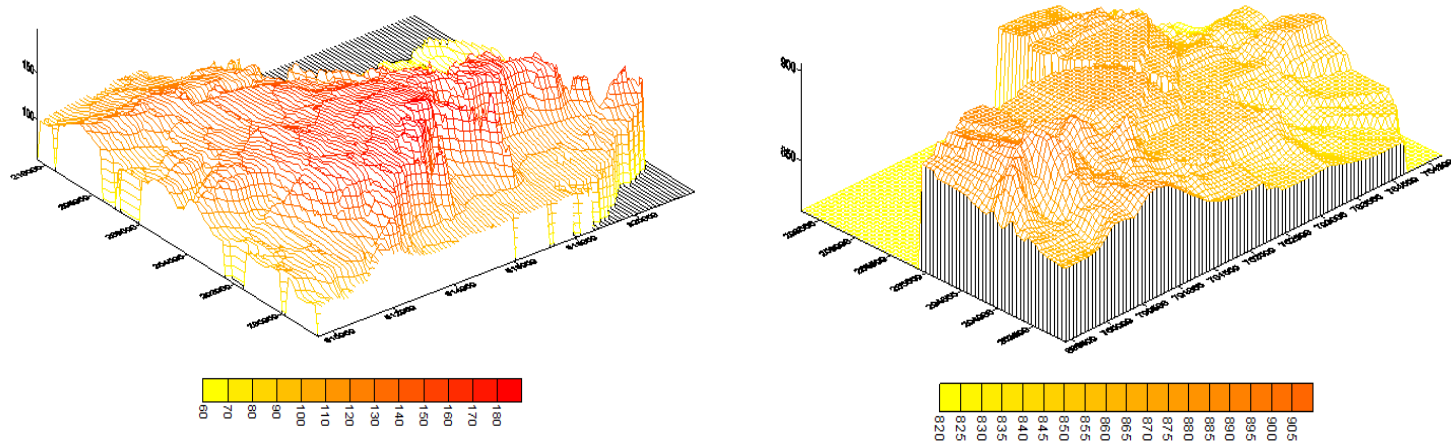


Figura 4. Relieve de los yacimientos San Felipe (izq.) y Piloto (der.).

Este relieve, en general de tipo meseta, provoca la presencia de pendientes similares pero distribuidas de diferentes formas dentro del yacimiento. En San Felipe las pendientes elevadas bordean la meseta, con una caída hacia al noroeste, dándole aspecto más bien de cuesta (Formell 1999); en Piloto las pendientes más elevadas se distribuyen irregularmente por toda el área, lo que destaca las características del relieve que provocan, en definitiva, las diferencias entre ellos.

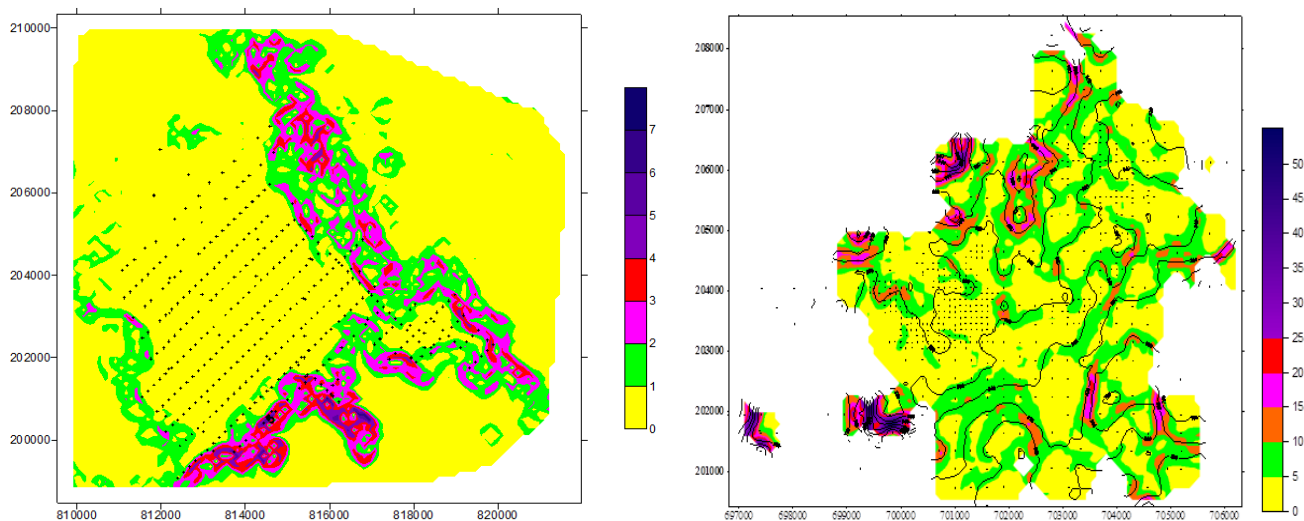


Figura 5. Mapas de pendiente de los yacimientos San Felipe (izq.) y Piloto (der.).

La meseta de San Felipe es parte de una corteza de intemperismo residual y se extiende por, aproximadamente, 70 km²; con potencias que oscilan entre 3 m y 36 m, con un promedio de 20 m. Los mayores espesores de la corteza se desarrollan en los bordes SE y E, en una franja de alrededor de un kilómetro que bordea gran parte de la meseta. Las menas níquelíferas están asociadas a arcillas esmectíticas (nontronita, nepouita, saponita, etc.), las cuales se distribuyen de forma regular y continua por todo el depósito y su potencia promedio es de 10 m, con una cubierta o escombro promedio de 8 m (varía desde 0 a 15 m).

Las mayores potencias están asociadas a las crestas que se alinean a lo largo de los bordes abruptos de la meseta San Felipe (SE, NE-NW) por las condiciones de drenaje favorables que se presentan en esa franja. La orientación general de la misma es de dirección NW-SE, coincidiendo con la denominada dirección cubana, paralela a la dirección estructural de la falla Cubitas.

La corteza de intemperismo se profundiza aprovechando las tendencias de las diferentes direcciones estructurales, que forman estructuras en V, favoreciendo la circulación de las aguas y facilitando la evacuación de magnesio y sílice, a la vez que se enriquecen en níquel y cobalto. La mineralización está asociada fundamentalmente a los ocreos texturales saprolíticos.

El yacimiento Piloto, de igual forma, es parte de una corteza de intemperismo residual que constituye un peniplano en forma de meseta que cubre un área aproximada de 75 km², el cual posee, dentro de su área, pequeños cerros del sistema El Toldo-La Calinga, drenado por los ríos Jaragua y Piloto; en estos, a su vez, desembocan un gran número de

pequeños arroyos y corrientes intermitentes. Los manantiales surgentes fundamentalmente en épocas de lluvias son muy abundantes.

Se observan zonas con características diferentes en la corteza de intemperismo; en el área central las potencias superan los 15 m, mientras que en los alrededores de esta los valores son menores de 15 m. Existen, además, áreas donde la corteza prácticamente no se desarrolla. Aparecen representadas todas las litologías o zonas de la corteza y se nota un apreciable predominio de los ocres texturales limoníticos y los saprolíticos; estos últimos casi duplican los primeros. La mineralización está asociada fundamentalmente a los ocres texturales.

4. CONCLUSIONES

- Se observan diferencias notables entre los yacimientos San Felipe, en Camagüey, y Piloto en la región de Moa, las cuales están determinadas por las condiciones geomorfológicas, por el origen y evolución de sus cortezas de intemperismo, por las características de los minerales portadores de mena y por el grado de conservación de la corteza oceánica, la cual está mejor conservada en las ofiolitas de San Felipe que en las del yacimiento Piloto.
- La diferencia fundamental y más notoria, que además hace de San Felipe único de su tipo en Cuba, está dada en su mineralogía, que atendiendo a la clasificación que realizan Brant, Butt y Elias (1998), el yacimiento San Felipe es de tipo B: depósitos silicatados arcillosos con presencia de esmectitas (nontronita, nepouita, saponita) ricas en Ni y el yacimiento Piloto es tipo C: depósitos oxidados con la presencia de los oxihidróxidos de Fe con Ni en goethita.
- Las condiciones de muy lenta transferencia de las aguas en San Felipe ha provocado la complejidad en el perfil de la corteza de intemperismo con la participación inusual de la sílice, tanto libre como combinada, resultado de la muy difícil extracción del sistema de las aguas altamente mineralizadas. En Piloto la extracción sistemática de las aguas mineralizadas hace que se desarrollen perfiles clásicos de la corteza, casi sin ninguna participación de la sílice en el perfil.

5. REFERENCIAS

- BRANT, N. W; BUTT, C. R. M. & ELIAS, M. 1998: Nickel Laterites: Classifications and features. *AGSO Journal of Australian Geology & Geophysics* 17(4): 81-88.
- CABRERA, I. 2005: Evaluación de los minerales portadores de níquel en ultrabasitas del peniplano Camagüey y comparación con depósitos del

- macizo Moa Baracoa. En: I Congreso de Minería. II Simposio Geología, Exploración y Explotación de las lateritas níquelíferas. Memorias.
- COBAS, R. M. 2013: Modelo geológico descriptivo del yacimiento Piloto. Región Moa, Holguín, Cuba. En: III Convención Cubana de Ciencias de la Tierra.
- COBAS, R. M.; CAMPOS, D. C. L. & CADETE, M. 1997: Informe geológico comprobatorio del mineral en el yacimiento Piloto. Características del mineral laterítico del yacimiento Piloto y su posibilidad de procesamiento en Moa Nickel S.A. Inv. 4720. Oficina Nacional de Recursos Minerales.
- FORMELL, C. F. 1979: Clasificación morfogenética de las cortezas de intemperismo níquelíferas sobre las rocas ultrabásicas de Cuba. *Ciencias de la Tierra y del Espacio* 1: 33-49.
- FORMELL, C. F. 1999: Informe III Comité de Administración San Felipe Mining. Oficina Nacional de Recursos Minerales.
- FORMELL, F. 2003: Diferencias en el desarrollo morfoestructural de las regiones metalogénicas exógenas de Oriente Septentrional y Camagüey Central y su influencia en la formación de las cortezas de intemperismo níquelíferas. En: Taller Internacional de la Geología y Minería del Níquel Cubano, TGMNI 02. V Congreso Cubano de Geología y Minería. Ciudad de La Habana, marzo, p. 24-28.
- FORMELL, C. F.; COBAS, B. R. M.; RAVELO, R. L.; BARYOLO, L. & GONZÁLEZ, V. 1998: Programa de perforación orientativa. Primera fase proyecto San Felipe. San Felipe Mining. Inv. 5208. Oficina Nacional de Recursos Minerales.
- GALLARDO, T; CHANG, A.; TAULER, E. & PROENZA, J. A. 2010: El yacimiento San Felipe (Camagüey, Cuba): un ejemplo de lateritas níquelíferas tipo arcilla. *Macla* 13(septiembre): 87-88.
- GALLARDO, T.; TAULER, E.; GARCÍA-ROMERO, E.; PROENZA, J. A.; SUAREZ-BARRIOS, M. & CHANG, A. 2011: Caracterización mineralógica de las esmectitas níquelíferas del yacimiento de San Felipe (Camagüey, Cuba). *Macla* 15(septiembre): 89-90.
- RODRÍGUEZ, O.; RODRÍGUEZ, R. H.; BASULTO, G.; ALMAGUER, F. A.; SAUNDERS, E. & PÉREZ, A. R. 1985: Informe sobre los resultados de los trabajos de búsqueda detallada y evaluativa realizados en los sectores La Delta, Cupey, Canta Rana, Santa Teresita y Piloto con cálculo de reservas 1-1-85. Inv. 3375. Oficina Nacional de Recursos Minerales.
- SMIRNOV, V. I. 1982: *Geología de yacimientos minerales*. Mir, Moscú. 654 p.

Caracterización microestructural de uniones soldadas de acero AISI 316L en tuberías

Tomás H. Fernández-Columbié
Isnel Rodríguez-González
Dayanis Alcántara-Borges
Ariel Salazar-Preval
Alexis Abad-Brocard

Resumen

Se analizó el comportamiento microestructural de uniones soldadas de acero AISI 316L empleado en la fabricación de tuberías, las cuales se ven afectadas por agrietamiento en el cordón de soldadura. Se emplearon electrodos revestidos de acero inoxidable de los tipos E 309-16; 310-16 y E 316L-16, según norma de la AWS, los que fueron evaluados por su depósito en uniones a tope preparadas con biseles en V, soldadas por un solo lado del material de la tubería, así como la selección y preparación de muestra en zonas donde la tubería presenta daños mecánicos, fisuras y corrosión severa con pérdida del espesor de pared crítica para soportar las presiones de trabajo. Se caracterizó la microestructura de la zona fundida y la zona de influencia térmica de cada cordón luego de realizado el proceso de soldadura. Se concluye que la soldadura con electrodos del tipo E 309-16 y del tipo E 316-16 no son recomendables debido a que se obtiene una microestructura sensible al agrietamiento.

Palabras clave: Tuberías; corrosión; microestructura; agrietamiento; acero AISI 316L.

Microstructural characterization of AISI 316L steel welded unions in pipe lines

Abstract

The investigation deals with the microstructural analysis of AISI 316 L steel welded joints in pipelines, which have been failing due to cracking in welded beads. Stainless steel coated electrodes E 309 – 16, 310 – 16 and E 316L – 16 types were used in compliance with the AWS standard. These electrodes were analyzed according to the deposition in butt welds prepared with V bevels. Welding was completed one side of the piping material. Also the selection and preparation of the samples in the areas where the pipeline shows mechanical damage, cracks and severe corrosion resulting from operating stress were analyzed. The microstructure of the welded area and the thermal exposure area for each bead were characterized after the welding was performed. The results indicates that E 309 – 16 and E 316L – 16 electrodes are not suitable for welding given that the resulting microstructure is prone to cracking.

Keywords: Pipelines; corrosion; microstructure; cracking; AISI 316L steel.

1. INTRODUCCIÓN

Los cordones de soldadura de líneas de tuberías constituyen una de las zonas críticas más susceptibles donde podría iniciarse la corrosión, esto es debido a la presencia de entallas, defectos superficiales, inclusiones y heterogeneidades estructurales que lleva consigo la unión soldada (Puchi-Cabrera 2003).

Al encontrarse iones cloruros presentes en el fluido, el ácido sulfhídrico y la alta presión de operación se tienen las condiciones ideales para que se desarrolle el mecanismo de corrosión y agrietamiento. En la utilización adecuada del acero inoxidable se debe tener en cuenta el entorno de aplicación, la línea y el proceso de fabricación de este material (laminado o fundido), el acabado superficial y el mantenimiento de la estructura.

También deberían considerarse posibles futuros desarrollos o cambios en su estructura, la condición superficial, la temperatura del acero y el estado tensional previsto, ya que cuando están sometidos por algún tiempo a las temperaturas entre 450 °C y 850 °C los aceros inoxidables austeníticos están sujetos a la precipitación de carburos de cromo en sus contornos de granos, lo que los torna sensibilizados. Esta precipitación abundante de carburos, la sensibilización, resulta en la disminución del tenor de cromo en las regiones vecinas a los bordes, regiones que tienen así su resistencia a la corrosión drásticamente comprometida y hace que el material sea susceptible a la corrosión intergranular en ciertos medios.

Las zonas térmicamente afectadas por operaciones de soldadura son particularmente sensibles a esta forma de corrosión, ya que durante el ciclo térmico parte del material es mantenido en la faja crítica de temperaturas (Auerkari, Holmström & Veivo 2007). El empleo del acero inoxidable está justificado por su bajo contenido de carbono, lo que le otorga mayor resistencia a la corrosión intergranular.

Los aceros inoxidables austeníticos, según plantean Baltušnikas, Levinskas y Lukosiata (2008), se caracterizan normalmente por su excelente resistencia a la corrosión, pero cuando están expuestos a ambientes agresivos y al ser unidos por medio de la soldadura, esta puede reducir esa resistencia, ya que durante el proceso el calor que se genera produce un gradiente elevado de temperatura en el material base; también puede inducir tensiones residuales en el baño de la pileta, lo cual puede conducir a roturas por corrosión bajo tensión.

Sin embargo, algunos autores (Ferriere *et al.* 2006; Lo, Shek & Lai 2009) consideran que, a pesar de que son utilizados en áreas de la industria (alimenticia y química), su actuación frente a la corrosión debe ser alta,

sin embargo la resistencia frente al desgaste de estos aceros es pobre, por lo que generalmente se realizan tratamientos superficiales para mejorar esta propiedad. Aun cuando su resistencia a la corrosión es favorable son afectados al emplearse en líneas de tuberías que transportan fluidos trifásicos, como la cola lateríticas y la pulpa lixiviada caliente.

Autores como Madhusudan y Srinivasa (2009) consideran que el mecanismo de fisuración parece ser el resultado de la ruptura de una película intergranular líquida, de bajo punto de fusión (1 100–1 200 °C), durante la contracción que tiene lugar cuando la estructura, totalmente austenítica, se enfría desde su temperatura de fusión (1 420–1 450 °C), desde los 250–300 °C de diferencia; producen tensiones de tracción-compresión cuando hay restricción a la contracción.

En las uniones soldadas metálicas hay tres zonas perfectamente diferenciadas: el material base, la zona de influencia térmica y el cordón de soldadura. Estas zonas se caracterizan por su diferente microestructura que influye en su dureza y, por lo tanto, en su comportamiento al desgaste (Fricke, Keim & Schmidt 2001). De estas tres zonas Gavard y Montheillet (2000) plantean que la zona de influencia térmica es la región del metal base que sufre ciclos de calentamiento y enfriamiento debido al aporte térmico de la soldadura, por lo que se debe hacer énfasis en las propiedades metalúrgicas y mecánicas de la ZIT, por estar directamente vinculadas con los parámetros de soldadura y los tratamientos térmicos postsoldadura.

El presente trabajo tiene como objetivo establecer el comportamiento microestructural del acero inoxidable austenítico AISI 316L empleado en la fabricación de una línea de tubería y sometido a proceso de soldadura con electrodos del tipo E 309L-16, E 310-16 y E 316-16.

2. MATERIALES Y MÉTODOS

2.1. Técnica experimental

Para el desarrollo del diseño experimental se prepararon probetas de acero AISI 316L, las cuales fueron seleccionadas del material de la tubería retirada de servicio, se soldaron con diferentes electrodos. El diseño experimental aparece en la Tabla 1.

Tabla 1. Matriz del experimento

Probeta	Electrodo	Diám	Energía		Veloc (kg/h)
			Amp	Volt	
P1-1	E 316L-16	3,2	84	23	1,12
P2-1	E 316L-16	3,2	84	23	1,12
P3-1	E 316L-16	3,2	84	23	1,12
P4-2	E 309-16	3,2	84	23	1,12
P5-2	E 309-16	3,2	84	23	1,12
P6-2	E 309-16	3,2	84	23	1,12
P7-3	E 310-16	3,2	84	23	1,12
P8-3	E 310-16	3,2	84	23	1,12
P8-3	E 310-16	3,2	84	23	1,12

Los electrodos seleccionados son clasificados bajo la norma AWS, diseñados para aplicarse en la unión del acero AISI 316L, dentro de las características más sobresalientes que poseen es que presentan alta resistencia a la oxidación y a la corrosión, están recomendados especialmente para soldar acero inoxidable de la misma composición y en aleaciones disímiles (Gavard & Montheillet 2000).

2.2. Preparación para la observación metalográfica

En la preparación de las muestras para la observación metalográfica, con longitud de 15 X 15 (según norma ASTM E-92), se tuvo en cuenta un conjunto de operaciones, las cuales se resumen en el orden siguiente: corte, desbaste, pulido, desengrasado, lavado y ataque químico.

Las probetas fueron cortadas y preparadas de la sección longitudinal de la tubería, con una longitud de 100 mm y un ancho de 50 mm. El espesor de la plancha fue de 16 mm, por lo que se realizó la preparación de los bordes en V, luego fueron soldadas con electrodos E 309-16; 310-16 y E 316L-16. Para el desbaste se emplearon lijas desde la No. 320 hasta la No. 400 y para el pulido la lija No. 800, antes del ataque químico, donde se empleó como reactivo químico el ácido oxálico; se utilizó acetona para el desengrasado y lavado.

2.3. Microestructura de la muestra patrón

Se obtuvo la microestructura de una muestra patrón del material de la tubería para establecer el comportamiento microestructural de las

muestras después del proceso de soldadura. La Figura 1 corresponde a la microestructura del material base (acero AISI 316L), donde se observa una estructura completamente austenítica.

El contorno de los granos es rectilíneo y cuando se exponen a temperaturas entre 450 °C y 850 °C, temperaturas que se presentan en las proximidades de las zonas soldadas, donde se forman carburos de cromo en los límites de los cristales de austenita, se empobrece la zona adyacente de este elemento (cromo) y quedan de esta forma, expuesto a la corrosión.



Figura 1. Microestructura del AISI 316L.

3. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

3.1. Análisis de la soldadura con electrodo E 316L-16

Fueron observadas las diferentes probetas en la zona fundida (ZF) y la zona de influencia térmica (ZIT) con un aumento de 100 X. La microestructura de la ZF y la ZIT se muestra en las Figuras 2, 4 y 6, mientras que las Figuras 3, 5 y 7 exhiben la microestructura del cordón de soldadura de las probetas P1-1, P2-1 y P3-1, soldadas con electrodo E 316L-16.

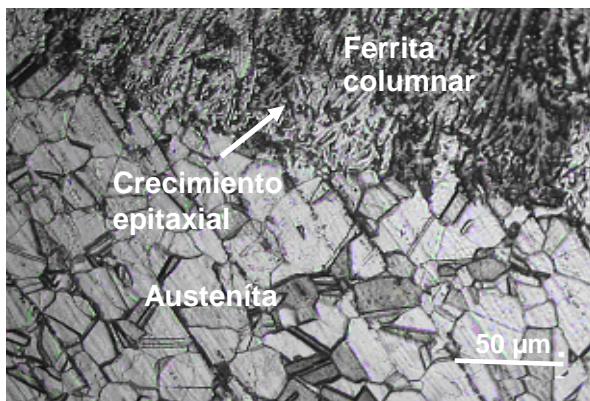


Figura 2. ZF y ZIT de la probeta P1-1

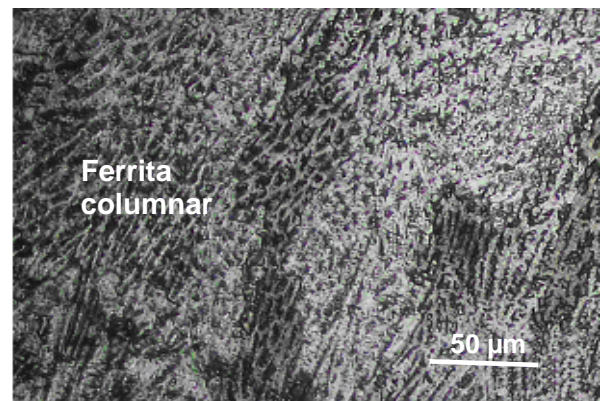


Figura 3. Cordón de la probeta P1-1.

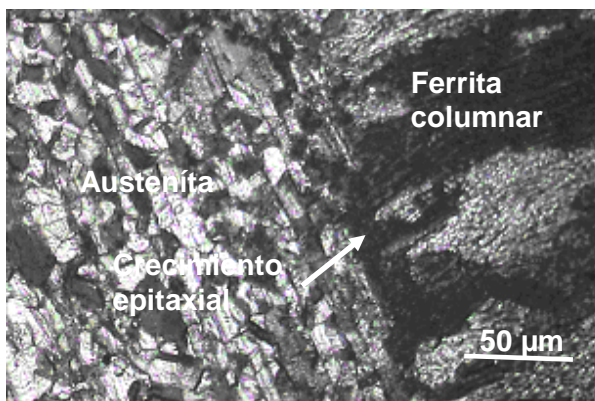


Figura 4. ZF y ZIT de la probeta P2-1

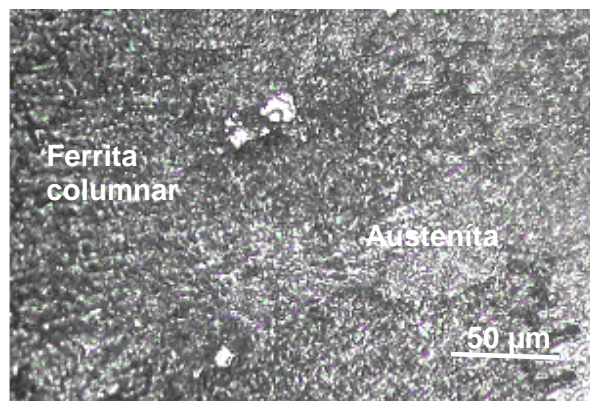


Figura 5. Cordón de la probeta P2-1.

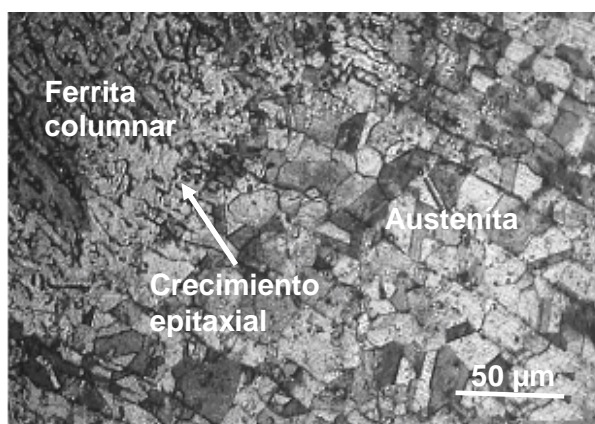


Figura 6. ZF y ZIT de la probeta P3-1

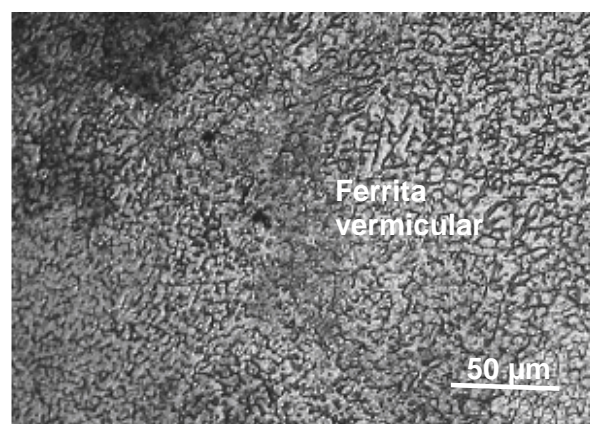


Figura 7. Cordón de la probeta P3-1

Las diferentes microestructuras revelan una estructura transitoria ferrita + austenita. En las Figuras 2, 4 y 6, que se corresponden con la ZF y la ZIT, se aprecia que en las zonas fundidas se ha obtenido una estructura de ferrita columnar, modo de solidificación que ocurre a altas temperaturas, desde el metal base hacia la línea de centro de la soldadura y en la zona de influencia térmica se observa el fenómeno de crecimiento epitaxial con granos columnares y alargados, donde los granos crecen en dirección del flujo de calor.

En los cordones de soldadura representados en las muestras de las Figuras 3 y 5 se han obtenido estructuras de ferrita columnar en una matriz austenítica y en el cordón de la Figura 7 la estructura es del tipo ferrita vermicular, la cual se presenta como resultado de una transformación difusional a muy altas temperaturas (1 173–1 373 °C), bajo condiciones normales de soldadura por arco.

En estos casos la estructura austenítica del material base no afectado térmicamente no se ve afectada significativamente por las altas temperaturas que se alcanzan en la zona de influencia térmica (ZIT). De forma general, durante la unión con el electrodo E 316-16 se aprecia una

matriz ferrítica, rodeada de células dendritas. El núcleo de las dendritas está formado por una fase austenítica, mientras que alrededor se encuentra la ferrita que ha sido la última fase en solidificar, con características tipo interdendrítica o intercelular.

3.2. Análisis de la soldadura con electrodo E 309-16

Las Figuras 8, 10 y 12 muestran la zona fundida y la zona de influencia térmica obtenida luego del proceso de soldeo. Las Figuras 9, 11 y 13, del cordón de soldadura, corresponden a las probetas P4-2, P5-2 y P6-2.

En los resultados obtenidos en las microestructuras para las tres muestras se observa que presentan dos tipos de estructuras: una acicular y la otra de forma equiaxial (austenita). Se han obtenidos microestructuras del tipo ferrita acicular en las zonas afectadas térmicamente, de igual manera se observa el fenómeno de crecimiento epitaxial, orientados en la dirección del máximo gradiente de temperatura, estructura dendrítica, herencia de la solidificación.

En la Figura 8, donde se ha obtenido una matriz de austenita con residuos de ferrita, también hay presencia de ferrita acicular en la ZIT, presumiblemente originado por la elevada velocidad de enfriamiento, a través del intervalo de transformación. En la Figura 9 se puede observar ferrita en una matriz austenítica, así como presencia de carburos (negro) dispersos cerca de la línea de la fusión.

En la Figura 10 se muestra un engrosamiento de los granos próximos a la línea de fusión, una zona con precipitados delgados y continuos en los límites de granos y carburos dispersos (negro) cerca de la línea de fusión. Se ha obtenido un tipo de solidificación con morfología de ferrita acicular y tipo ferrita eutéctica con matriz austenítica.

En la zona soldada afectada térmicamente, en el rango de temperaturas que va de 425 °C a 900 °C, el carbono se combina con el cromo para formar carburos de cromo en el borde de los granos. El área adyacente a los carburos tiene menor cantidad de cromo (Lo, Shek & Lai 2009).

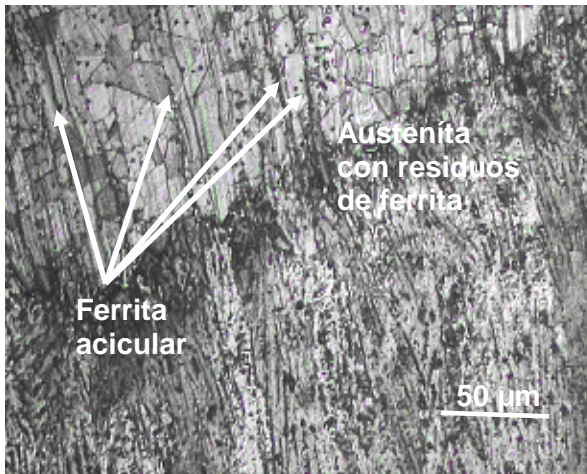


Figura 8. ZF y ZIT de la probeta P4-2

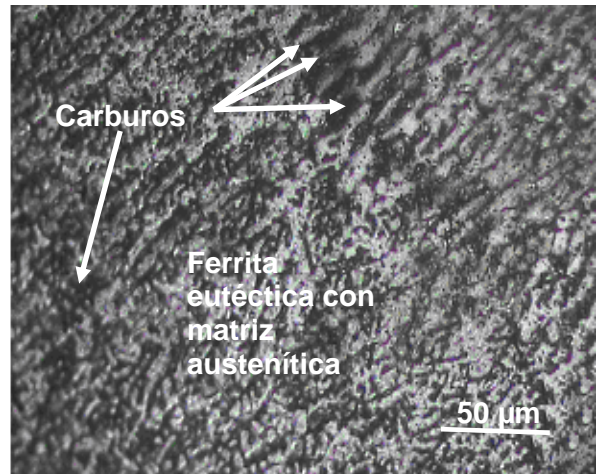


Figura 9. Cordón de la probeta P4-2

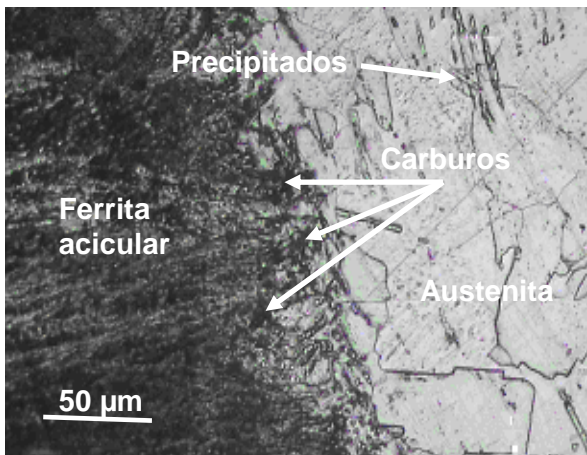


Figura 10. ZF y ZIT de la probeta P5-2

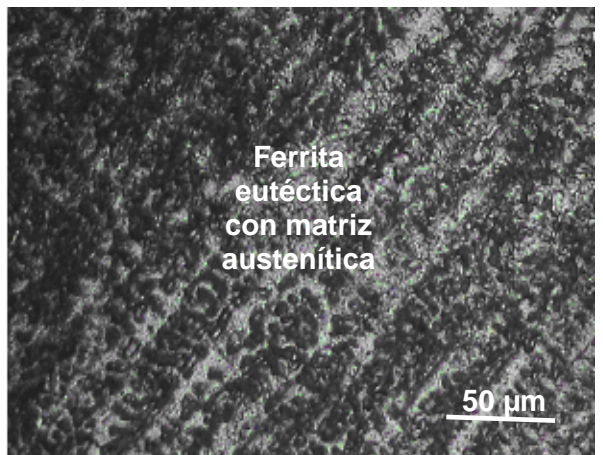


Figura 11. Cordón de la probeta P5-2

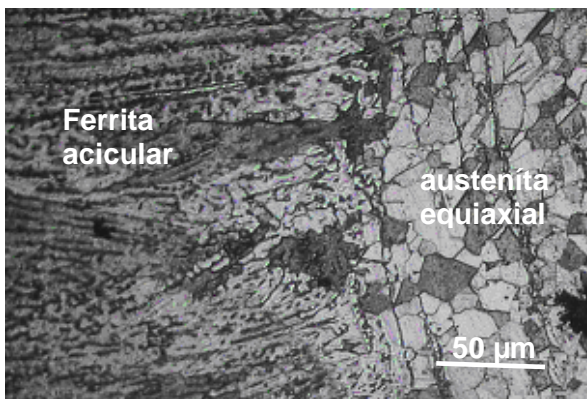


Figura 12. ZF y ZIT de la probeta P6-2



Figura 13. Cordón de la probeta P6-2.

Cuando la red de carburos es continua la envoltura empobrecida en cromo alrededor de los granos puede ser atacada selectivamente, resultando en corrosión intergranular. En el peor de los casos, la capa empobrecida en cromo se corroe completamente y los granos se separan del metal base. En este caso la unión soldada queda sensibilizada, es decir, producto de la soldadura en las uniones existen áreas

empobrecidas en cromo que puedan ser atacadas en ambientes corrosivos.

El grado de sensibilización, o sea, la cantidad de carburos de cromo formados en los límites de grano, está influenciado por la cantidad de carbono, la temperatura y el tiempo de exposición.

3.3. Soldadura con electrodo E 310-16

Las muestras 14, 16 y 18 se corresponden con la zona fundida y la zona de influencia térmica y las Figuras 15, 17 y 19 con el depósito del cordón de soldadura de las probetas P7-3, P8-3 y P9-3.

Las estructuras obtenidas con este electrodo son del tipo interdendrítica. La segregación del carburo producida, en ese tipo de estructura, es muy persistente y no se puede eliminar con tanta facilidad como el carburo intergranular; además, presenta una estructura columnar de dendritas gruesas, con un crecimiento epitaxial típico de los procesos de rápida solidificación a partir del material del sustrato.

La orientación y formas estructurales se deben a las distintas velocidades de solidificación, en la cual no alcanza a solubilizar en la fase totalmente austenítica, originándose distintos arreglos intermedios.

En las micrografías de las Figuras 14 y 19 se tiene una estructura de mayor tamaño, con forma laminar y una estructura equiaxial mucho más pequeña que en la Figura 16. Se destacan nítidamente las líneas de estructura laminar y equiaxial, además presentan una morfología columnar dendrítica de austenita con ramificaciones Widmstätten en una matriz austenítica en toda la zona de fusión. Se aprecia que las dendritas se encuentran orientadas hacia la superficie en dirección del máximo gradiente de temperatura.

Los conjuntos laminar se diferencian por el tamaño y orientación de las láminas. Al centro de las micrografías de las Figuras 15 y 17 existe una estructura de forma laminar y en los extremos una estructura equiaxial. Los bordes de los granos corresponden a elementos insolubles en la matriz.

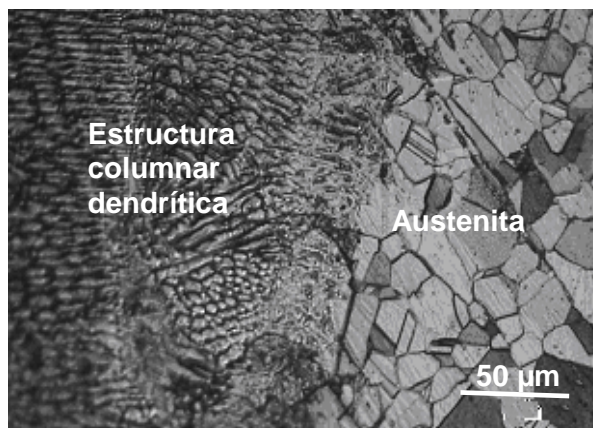


Figura 14. ZF y ZIT de la probeta P7-3



Figura 15. Cordón de la probeta P7-3



Figura 16. ZF y ZIT de la probeta P8-3

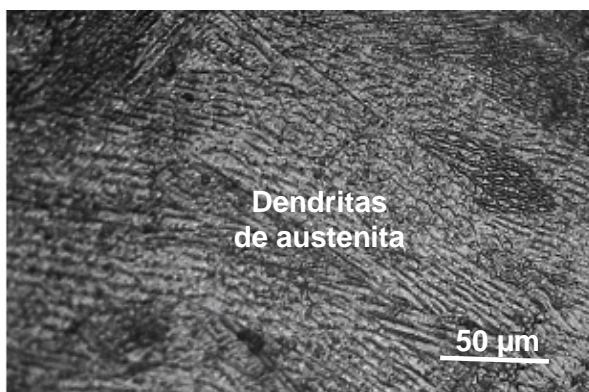


Figura 17. Cordón de la probeta P8-3

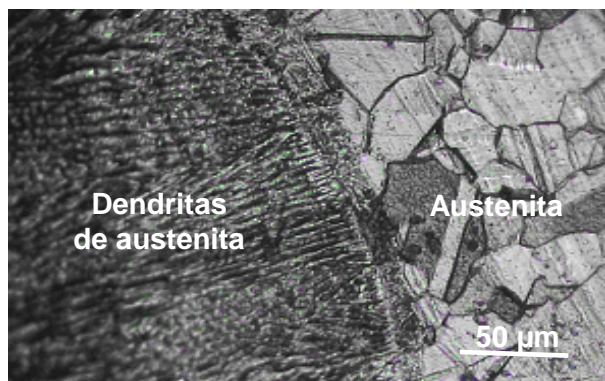


Figura 18. ZF y ZIT de la probeta P9-3

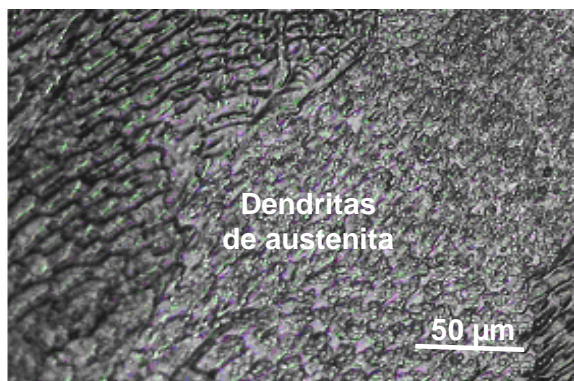


Figura 19. Cordón de la probeta P9-3

En la zona de fusión la microestructura es columnar con ramificaciones del tipo Widmastätten. En todas las soldaduras se encontró que, en las cercanías a la superficie de los cordones, la morfología se asemeja a una red dendrítica de austenita con una pequeña cantidad de austenita retenida entre los brazos, lo cual le otorga a este sector una morfología característica de los aceros inoxidables austeníticos.

3.4. Composición química del depósito

La composición química de cada uno de los cordones se realizó en un espectrómetro de masa ESPECTROLAB 230, con electrodo de tungsteno bajo arco sumergido en atmósfera de argón. En la Tabla 2 se muestra la composición de los depósitos obtenidos con los electrodos E 316L-16, E 309-16 y E 310-16.

Tabla 2. Composición química del depósito de los diferentes electrodos

Probeta P1-1 (E 316L-16)				Probeta P4-2 (E 309-16)				Probeta P7-3 (E 310-16)			
C	Si	Mn	Cu	C	Si	Mn	Cu	C	Si	Mn	Cu
0,04	0,31	1,06	0,25	0,11	0,63	0,85	0,2	0,09	0,41	1,26	0,18
Cr	Mo	Ni	Co	Cr	Mo	Ni	Co	Cr	Mo	Ni	Co
18,0	2,34	11,55	0,16	22,1	0,38	12,63	0,16	24,8	0,35	18,9	0,08
Probeta P2-1 (E 316L-16)				Probeta P5-2 (E 309-16)				Probeta P8-3 (E 310 - 16)			
C	Si	Mn	Cu	C	Si	Mn	Cu	C	Si	Mn	Cu
0,03	0,28	0,95	0,26	0,05	0,60	0,86	0,18	0,11	0,38	1,22	0,15
Cr	Mo	Ni	Co	Cr	Mo	Ni	Co	Cr	Mo	Ni	Co
18,1	2,34	11,55	0,17	22,2	0,32	12,69	0,16	24,8	0,32	19,1	0,08
Probeta P3-1 (E 316L-16)				Probeta P6-2 (E 309-16)				Probeta P9-3 (E 310-16)			
C	Si	Mn	Cu	C	Si	Mn	Cu	C	Si	Mn	Cu
0,05	0,28	0,99	0,13	0,05	0,60	0,87	0,21	0,10	0,42	1,29	0,15
Cr	Mo	Ni	Co	Cr	Mo	Ni	Co	Cr	Mo	Ni	Co
17,7	2,53	11,24	0,06	22,34	0,39	12,55	0,16	25,1	0,27	19,5	0,07

3.5. Evaluación de la composición química del depósito en los cordones

En los resultados obtenidos de las diferentes composiciones químicas con los diferentes electrodos, para el E 309-16 y el E 310-16, los contenidos de carbono en el depósito son de 0,11 % y 0,09 %; lo cual, con estos contenidos, la aleación quedaría sensibilizada luego del ciclo térmico de soldadura. Por otro lado, con el depósito del E 316L-16, con un contenido de 0,04 % de carbono, existe menor posibilidad de ocurrencia de este fenómeno.

En los aceros inoxidable austeníticos la aleación que contenga tal redícula es susceptible de corrosión intergranular. El aspecto exterior del acero que sufre la corrosión intergranular es, en los primeros momentos, normal. Con el tiempo los granos poco a poco van perdiendo cohesión, llegando luego, cuando el ataque es muy pronunciado, a agrietarse completamente y a perder incluso su carácter metálico característico. Al

ser plegado un material en el que ha empezado a desarrollarse la corrosión intergranular aparecen numerosas grietas y fisuras en las zonas más débiles, lo que ha sido planteado por Ferriere *et al.* (2006).

Los procedimientos normales de soldadura introducen en la aleación la susceptibilidad a la precipitación de los carburos, aspecto reflejado por Baltušnikas, Levinskas y Lukosiata (2008); aun cuando el acero sea susceptible de corrosión intergranular ello no significa, necesariamente, que será atacado por ella. En servicio, el resultado puede ser satisfactorio, pero la posibilidad de corrosión intergranular deberá ser tenida en cuenta siempre.

3.5.1. Análisis por el diagrama de Schaeffler

El diagrama de Schaeffler muestra las distintas fases que se pueden presentar en los metales soldados de acuerdo a su composición. Se localizarán los diferentes depósitos con los electrodos del tipo E 316L-16, E 309-16 y E 310-16 al ser depositados en el acero austenítico 316L, con la finalidad de predecir los posibles cambios microestructurales. Para su ubicación se emplearán las fórmulas del cromo y níquel equivalente. En la Tabla 3 aparecen los resultados del Cr y Ni presentes en las mismas. Usando la composición química de la soldadura el contenido de ferrita se calculó a partir del método establecido por Seferian.

Tabla 3. Contenido de Cr y el Ni en las probetas

Probeta	Electrodo	Cr	Ni	FN
P1-1	E 316 L 16	20,8	13,2	5,4
P2-1	E 316 L 16	20,8	12,9	6,3
P3-1	E 316 L 16	20,6	13,2	4,8
P4-2	E 309-16	23,4	16,3	4,6
P5-2	E 309-16	23,4	14,6	9,3
P6-2	E 309-16	23,6	14,4	10,5
P7-3	E 310-16	25,7	22,2	0
P8-3	E 310-16	25,6	24,2	0
P9-3	E 310-16	26,0	23,1	0

Los resultados obtenidos del Cr y Ni (Tabla 3) fueron representados en el diagrama de Schaeffler (Figura 20); el punto correspondiente del metal depositado y la interrelación con la línea de la ferrita permitió obtener el porcentaje de ferrita en el cordón de soldadura.

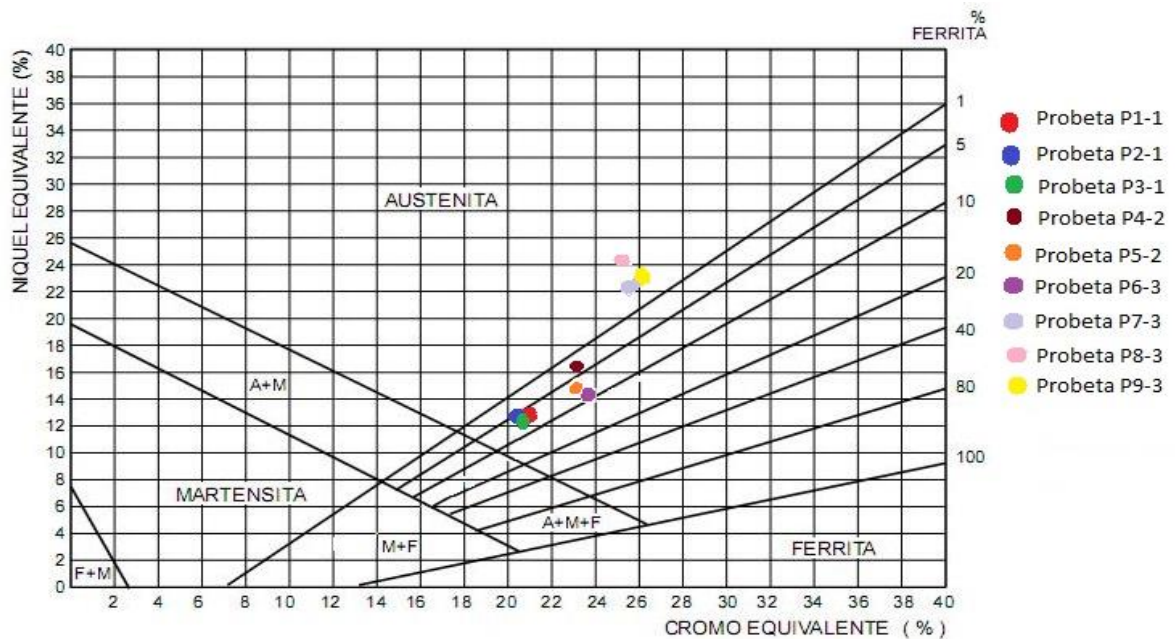


Figura 20. Ubicación de las probetas en el diagrama.

Cierta cantidad de ferrita tiene efectos muy positivos para evitar el agrietamiento en caliente, además, supone una mejora en las propiedades mecánicas del metal de soldadura. Sin embargo, supone una menor resistencia a la corrosión en medios ácidos oxidantes en caliente y puede permitir la aparición de la fase sigma. Por lo tanto, el control del contenido en ferrita resulta básico. Cuando no sea necesario un cordón austenítico puro es conveniente un porcentaje en ferrita entre el 5 % y el 10 % y esto se puede conseguir mediante el control del material y del proceso de soldeo.

4. CONCLUSIONES

- Al caracterizar microestructuralmente el acero AISI 316L sometido a proceso de soldadura se obtienen estructuras de austenita con ferrita columnar con electrodo E 316L-16, estructura de ferrita acicular en una matriz austenítica, así como presencia de carburos, con precipitados delgados y continuos en los límites de granos para el electrodo E 309-16; para el electrodo E 310-16 se ha obtenido una estructura austenítica del tipo columnar dendrítica, lo que permite plantear que con estos materiales de aporte el más recomendable es el E 316L-16.
- La presencia de ferrita delta en la microestructura se debe a las condiciones de no-equilibrio propias de la soldadura impuesta por el ciclo térmico, propiedades que pueden ser afectadas por las

condiciones del proceso como son el calor de aporte, la tasa de enfriamiento y el metal de aporte.

- Las morfologías obtenidas con el depósito del electrodo E 316L-6, sobre el acero AISI 316L, fundamentalmente la de ferrita vermicular, es particular de un modo de solidificación ferrítico primario (FA), lo cual es esencial para reducir el riesgo al agrietamiento en los aceros inoxidable

5. AGRADECIMIENTOS

A Juan Ramón Castillo Matos, técnico del Laboratorio de Ciencias de los Materiales del Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa.

6. REFERENCIAS

- ASTM E92-82 2003, Standard test method for vickers hardness of metallic materials, ASTM International, West Conshohocken, PA.
- AUERKARI, P.; HOLMSTRÖM, S. & VEIVO, J. 2007: Creep damage and expected creep life for welded 9–11 % Cr steels. *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 84(1–2): 69–74.
- BALTUŠNIKAS, A.; LEVINSKAS, R. & LUKOSIATA, I. 2008: Analysis of heat resistant steel state by changes of lattices parameters of carbides phases. *Material Science* 14(3): 210–214.
- FERRIERE, A.; SÁNCHEZ, G.; RODRÍGUEZ, A. & VÁZQUEZ, J. 2006: Corrosion resistance of stainless steel coatings elaborated by solar cladding process. *Solar Energy* 80(10): 1 338–1 343.
- FRICKE, S.; KEIM, E. & SCHMIDT, J. 2001: Numerical Weld Modeling a Method for Calculating Weld -Induced Residual Stresses. *Nuclear Engineering and Design* 206(12): 139–150.
- GAVARD, L. & MONTHEILLET, F. 2000: Dynamic recrystallization and grain refinement in a high purity 304l type austenitic stainless steel. *Matériaux & Techniques* 5(6): 65–68.
- LO, K.; SHEK, C. & LAI, J. 2009: Recent developments in stainless steels. *Materials Science and Engineering R* 65(20): 39–104.
- MADHUSUDAN, G. & SRINIVASA, R. 2009: Microstructure and mechanical properties of similar and dissimilar stainless steel electron beam and friction welds. *International Journal of advance manufacturing technology* 45(5): 875–888.
- PUCHI-CABRERA, E. 2003: Comportamiento mecánico del acero inoxidable 316L bajo condiciones de trabajo en tibio. *Revista de la Facultad de Ingeniería de la U.C.V* 18(2): 63–72.

Tomás Fernández Columbié tfernandez@ismm.edu.cu

Máster en Ciencias. Profesor Asistente. Departamento de Mecánica.
Instituto Superior Minero Metalúrgico, Moa, Cuba.

Isnel Rodríguez González, irgonzales@ismm.edu.cu

Doctor en Ciencias Técnicas. Profesor Auxiliar Departamento de
Mecánica. Instituto Superior Minero Metalúrgico, Moa, Cuba.

Dayanis Alcántara Borges dalcantara@ismm.edu.cu

Ingeniera mecánica. Profesora Asistente. Departamento de Mecánica.
Instituto Superior Minero Metalúrgico, Moa, Cuba.

Ariel Salazar-Preval

Ingeniero mecánico. Profesor Instructor Adjunto. Departamento de Mecánica.
Instituto Superior Minero Metalúrgico, Moa, Cuba.

Alexis Abad-Brocard, abrocard@ismm.edu.cu

Ingeniero mecánico. Profesor Asistente. Departamento de Mecánica.
Instituto Superior Minero Metalúrgico, Moa, Cuba.

Efecto de las tensiones en la unión soldada tubo-brida del transportador de mineral reducido

Marjoris Utria-Jiménez
Benigno Leyva-de la Cruz
Tomás Fernández-Columbié
Isnel Rodríguez-González

Resumen

Este trabajo tuvo como objetivo determinar mediante el cálculo y simulación de tensiones, el efecto de estas en la aparición de roturas en la unión soldada del tubo con la brida en tramos rectos del transportador de mineral laterítico reducido de una planta metalúrgica. La simulación se realizó por el método de elementos finitos. El análisis metalográfico evidenció que la unión soldada presenta estructuras ferrito-perlítica y de Widmanstaetten incompleta, lo cual está motivado por la diferencia de carbono que existe entre la brida y el tubo. Se concluye que las tensiones de la soldadura no inducen la aparición de las fallas; según criterio de Von Misses la unión resiste las condiciones de carga ya que las tensiones máximas generadas por la soldadura del cordón se distribuyen a lo largo del mismo sin sobrepasar los valores peligrosos.

Palabras clave: transportador sinfín; unión soldada; brida; tubería; tensiones residuales; simulación

Stress effects on the reduced ore conveyor tube-bridle joint welds

Abstract

The objective of this work was to calculate and simulate the stress in order to determine if it is the cause of failures in the tube-bridle joint welds on the straight sections of the laterite ore conveyor at a metallurgical plant. The simulation was conducted through the finite element method. The metallographic analysis on the welded joint indicated the presence of ferrite-perlite and incomplete Widmanstaetten structures. This is due to the difference between the carbon content of the bridle and that of the tube. The results evidence that the stress is not a cause of failure: according to the Von Misses criterion, the joint is resistant to the load conditions as the maximum stresses resulted from the bead welds are distributed all along the conveyor without exceeding the extreme values.

Keywords: worm conveyor; welded joint; bridle; residual stress; simulation.

1. INTRODUCCIÓN

Los transportadores de tornillo sinfín o de espiral tienen un uso muy amplio para materiales pulverizados o granulares, no corrosivos y no abrasivos, cuando se requiere una capacidad moderada, y la distancia no es mayor de 61 m o la trayectoria no es demasiado pendiente. Poseen además la particularidad de transportar materiales calientes y que pueden emanar gases.

Las plantas metalúrgicas cubanas que procesan material laterítico para la producción de níquel y cobalto emplean transportadores de tornillo sinfín (Jacoby) para el acarreo del mineral reducido hasta ser descargado en los enfriadores de donde sale con una temperatura cercana a los 200 °C, hacia las canales de contacto de la planta de Lixiviación y Lavado.

El transportador estudiado consta de 10 tramos acoplados (figura 1). Los extremos de los tubos en formas de bocina son unidos mediante soldadura por arco de metal protegido (*SMAW, por sus siglas en inglés*) y bridas con tornillos.

Esta investigación se realizó específicamente en el tramo tramo IV del transportador, debido a que con frecuencia ha presentado roturas en la zona soldada (figura 2); estas roturas están relacionadas con el agrietamiento progresivo de los cordones de soldadura en toda la longitud del mismo, ocasionando pérdidas en la economía de la empresa por los altos costos que implican la reposición o reparación de los tramos, además de afectar el medio ambiente debido a las fugas de mineral pulverizado y de gases tóxicos.

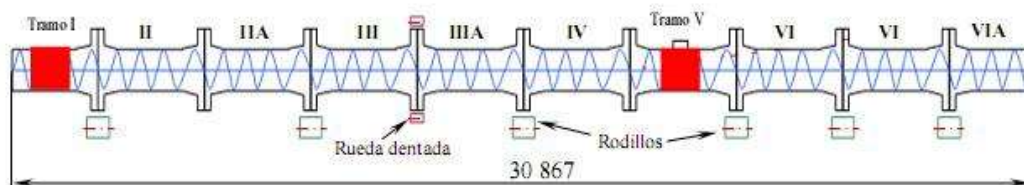


Figura 1. Esquema del transportador Jacoby



Figura 2. Unión por soldadura del tramo IV del transportador Jacoby. El detalle muestra la falla en la soldadura.

Muchas fallas o roturas no son detectadas de inmediato, lo que provoca grandes averías (Daz *et al.* 2003 y Elgueta y Kilt 2007). Según Fazzini y Otegui (2006) y John *et al.* (2008) son muchos los factores que pueden contribuir de manera aislada o conjuntamente en la disminución de la resistencia de los elementos que provocan la aparición de las roturas.

Generalmente, los esfuerzos que afectan y producen fallas en las uniones soldadas, son los esfuerzos a tensión los cuales disminuyen la resistencia a la fatiga de los materiales, en caso contrario existen los esfuerzos de compresión que pueden generarse o ser creados en el material para proveerle de una mayor resistencia a la fatiga y contribuyen de manera positiva a mejorar las propiedades del mismo (Pástor 2002).

En las uniones soldadas pueden darse seis tipos de tensiones residuales: las transversales y longitudinales (o también llamadas de alargamiento), las que están a lo largo del cordón o en toda su longitud, en las secciones transversales al cordón y las longitudinales y transversales en espesor. En dependencia de la potencia térmica de la fuente empleada, de la velocidad de soldadura, del espesor y del carácter de fijación de la pieza, la distribución de estas tensiones pueden ser distintas (Cisilino *et al.* 2002).

El calentamiento y el enfriamiento rápido en regiones localizadas durante la soldadura por fusión, especialmente la soldadura SMAW, producen expansiones y contracciones térmicas, que a su vez provocan tensiones residuales en la soldadura y distorsión del ensamble soldado (Prasad y Dwivedi, 2008).

A consecuencia de los procesos de fabricación de los materiales, de la mecanización de componentes y de las condiciones de servicio de estos últimos en las uniones soldadas se generan, en los agregados policristalinos, campos de tensiones residuales (Seok 2008), estas tensiones residuales pueden llegar a condicionar negativamente la vida en servicio de los dispositivos y estructuras. Microscópicamente, las tensiones residuales actúan alterando las distancias entre los planos atómicos de los cristales.

Generalmente los esfuerzos que afectan y producen fallas en las estructuras soldadas, son los esfuerzos a tensión los cuales disminuyen la resistencia a la fatiga de los materiales (García *et al.* 2006).

Este trabajo tuvo como objetivo determinar mediante el cálculo y simulación de las tensiones, el efecto de estas en la aparición de roturas en la unión soldada de tramos rectos del transportador de mineral laterítico.

2. METODOLOGÍA

2.1. Análisis de la composición química

Se determinó mediante análisis espectral, la composición química del material del tubo y del material de la brida, para ello se utilizó un

espectrómetro de masa cuántico, ESPECTROLAB 230, con electrodo de carbón bajo arco sumergido en atmósfera de argón. En la tabla 1 aparece la composición química del material de la tubería y la tabla 2 recoge la composición química del material de la brida, la cual se obtiene por el proceso de fundición.

Tabla 1. Composición química del material del tubo

C	Si	Mn	Cr	Ni	Fe
0,19	0,24	0,64	0,03	0,04	98,76

Tabla 2. Composición química del material de la brida

C	Si	Mn	Cr	Mo	Ni	Fe
0,38	0,35	0,61	0,15	0,02	0,19	Resto

2.2. Análisis microestructural

Se realizó el análisis a partir de la muestra patrón para establecer los cambios microestructurales ocurridos en la zona fundida y la zona de influencia térmica. Para el análisis microestructural se empleó un microscopio binocular marca NOVEL modelo NIM-100, dotado de una cámara instalada mediante el hardware IMI.VIDEOCAPTURE.exe. La figura 3 muestra la microestructura del material de la tubería y de la brida.

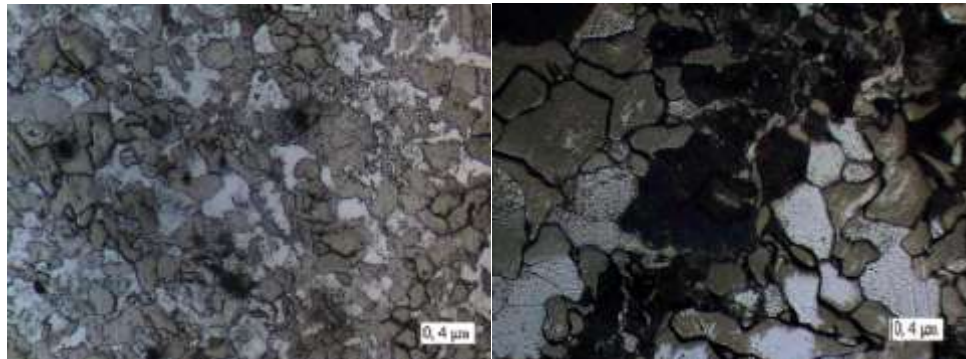


Figura 3. Material del tubo (izq) y de la brida (der).

2.3. Cálculo de la resistencia mecánica del cordón de soldadura

Para determinar la resistencia mecánica se realizaron diferentes cálculos, como el esfuerzo tangencial provocado por la combinación carga - momento, el esfuerzo tangencial originado por el efecto de la carga, el esfuerzo tangencial originado por el efecto del momento, el momento torsor, la tensión máxima de cizallamiento, el cálculo del cateto de soldadura, el cálculo de la resistencia mecánica y el módulo de la sección a torsión.

El esfuerzo tangencial provocado por la combinación carga - momento torsor se determinó por la ecuación 1, para ello se determinó el esfuerzo

tangencial originado por el efecto de la carga por la ecuación 2, y el esfuerzo tangencial originado por el momento por la ecuación 3.

En la figura 4 aparece el esquema de cálculo del cordón de soldadura.

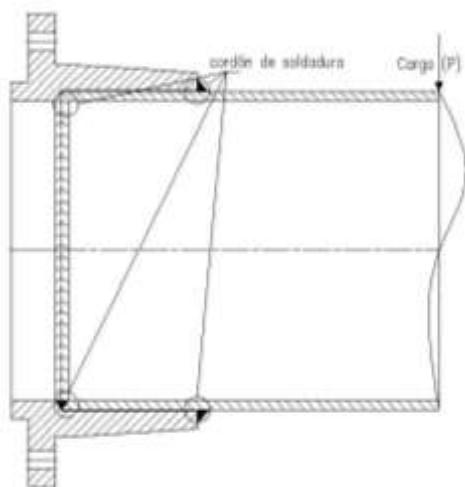


Figura 4a) Corte de la unión brida-tubo

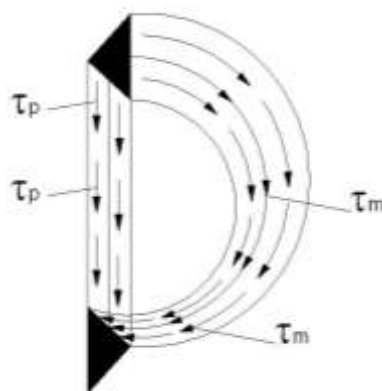


Figura 4b). Diagrama cuerpo libre del cordón de soldadura

Del diagrama de cuerpo libre (figura 4b) se deduce que todos los puntos del cordón son igualmente peligrosos, cumpliéndose para cualquiera de ellos (Aneiros 1983):

$$\tau = \sqrt{\tau_p^2 + \tau_m^2} \quad (1)$$

Donde:

τ - esfuerzo tangencial provocada por la combinación carga-momento torsor; MPa

τ_p - esfuerzo tangencial originado por el efecto de la carga; MPa

τ_m - esfuerzo tangencial originado por el efecto del momento; MPa

El esfuerzo tangencial originado por el efecto de la carga, se determina por la siguiente ecuación.

$$\tau_p = \frac{P}{1,4\pi d K_s} \quad (2)$$

Donde:

P - carga; N

d - diámetro interior del tubo del transportador; m

K_s - cateto de soldadura; m

Entonces el esfuerzo tangencial originado por el efecto del momento se calcula como:

$$\tau_m = \frac{2M_t}{1,4\pi d^2 K_s} \quad (3)$$

Donde:

M_t - momento torsor; N·m

Considerando el número de revoluciones por minutos al cual gira el transportador (27,7 rev/min) y la potencia de 30 kW, se determinó por la ecuación 4 el momento torsor al que está sometido el equipo. La transportadora gira a 27,7 rev/min bajo la acción de un momento torsor, este último depende de la potencia y la velocidad angular al que está sometido y se determina como:

$$M_t = \frac{N}{\omega} \quad (4)$$

Donde:

N - potencia; kW

ω - velocidad angular; rev/min

Por otra parte debe cumplirse que:

$$\tau \leq [\tau_{CIZ}] \quad (5)$$

Donde τ_{CIZ} es la tensión admisible de cizallamiento que soporta el material en MPa.

Por lo que puede plantearse que:

$$\sqrt{\tau_p^2 + \tau_m^2} \leq [\tau_{CIZ}] \quad (6)$$

2.4. Determinación del esfuerzo tangencial admisible

En los materiales que tienen un período lineal elástico, la tensión admisible se encuentra en dicha zona, por lo tanto puede considerarse como válida la ley de Hooke, ya que la tensión de trabajo resulta menor o igual que la admisible. Para los materiales donde no existe un período elástico bien definido, también puede considerarse válida la ley de Hooke (Shigley 1985).

$$[\tau_{CIZ}] = 0,6 \cdot [\sigma_t] \quad (7)$$

Donde:

$[\sigma_t]$ - tensión admisible a la tracción-compresión del material base; MPa

$[\sigma_t] = 350$ MPa para la soldadura con electrodo E 7018

Los tramos del transportador están contruidos de acero al carbono, la tensión máxima de cizallamiento que admite este material, sin que ocurra la

rotura, depende de la tensión de fluencia (σ_f), que para el acero 20 $\sigma_f = 320 \text{ MPa}$, por lo tanto:

$$[\tau_{ciz}] = 0,4[\sigma_f] \quad (8)$$

2.5. Cálculo del cordón de soldadura

El refuerzo y el ancho son las características principales del cordón. La corriente de la soldadura y la velocidad de avance tienen un mismo efecto sobre ambas dimensiones; a velocidades bajas, la altura y ancho del cordón aumentan y, al elevar la corriente, ambas dimensiones también aumentan. Estas características permiten determinar el cateto de soldadura.

Para calcular el cateto de soldadura (K_s) se obtuvo la ecuación 9.

$$K_s \geq \left[\frac{1}{\tau_{ciz}} \right] \cdot \sqrt{\left(\frac{P}{0,7\pi d} \right)^2 + \left(\frac{2Mt}{0,7\pi d^2} \right)^2} \quad (9)$$

Donde:

d - diámetro exterior del tubo de transportador; m

- Coeficiente de ajuste de esfuerzo tangencial

El término entre corchetes de la ecuación 10 considera las modificaciones de la tensión tangencial producto de los cambios en el estado tensional (K_d) provocados por el efecto del momento torsor y la carga, principalmente sobre el cordón de soldadura.

El coeficiente K_d tiene en cuenta la influencia en las tensiones de las dimensiones de la unión y el cateto del cordón no puede ser mayor que el espesor de la lámina a soldar y se calcula como:

$$K_d = \left[0,25 + \frac{1,5 \cdot (St + 0,5 \cdot K_s)}{K_s} \right] \quad (10)$$

Donde:

K_d - coeficiente que considera la influencia de las tensiones en la unión soldada

St - espesor del tubo a soldar; m

2.6. Cálculo de la resistencia mecánica

En todas las soldaduras quedan tensiones residuales de contracción/compresión debido al proceso de dilatación del metal del cordón en estado líquido y su posterior contracción al solidificar en relación con la matriz sólida circundante formada por las piezas a unir. Para calcular la resistencia mecánica se establece la ecuación siguiente.

$$\tau_{máx} = \frac{M_t}{W_p} \leq [\tau] \quad (11)$$

Donde:

τ_{\max} - tensión máxima al que está sometido el transportador debido a la acción del momento; MPa

W_p - módulo de la sección a torsión; mm³

M_t - momento torsor con que trabaja el transportador; N·m

$[\tau]$ - tensión admisible, para el acero AISI 1020; MPa

La tensión tangencial admisible del metal de aporte en función del tipo de electrodo empleado se puede determinar entonces como:

$$[\tau] = 0,5 \cdot [\sigma] \quad (12)$$

Entonces la tensión se determina por la ecuación 13 como:

$$[\sigma_{TC}] = \frac{\sigma_{material}}{n} \quad (13)$$

Siendo:

$\sigma_{material}$ - la tensión fluencia del metal base (acero AISI 1020 es de 350 en MPa)

n - el coeficiente de seguridad igual 1,44

El módulo de la sección a torsión es posible determinarlo de la siguiente manera:

$$W_p = 0,2 \cdot D^2 \cdot (1 - C^4) \quad (14)$$

De la ecuación 14, se determina C.

$$C = \frac{d}{D} \quad (15)$$

Donde:

C - relación de diámetros interior y exterior en el tubo; adimensional

3. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

3.1. Resistencia mecánica de la unión soldada

Los valores obtenidos del esfuerzo tangencial originado por el efecto de la carga y del momento, fueron de 16,10 MPa y 14,21 MPa, respectivamente, lo que arrojó un valor final del esfuerzo tangencial de 21,47 MPa. El resultado obtenido muestra que las tensiones tangenciales suplementarias

originadas por la torsión se distribuyen uniformemente a lo largo de toda la periferia del contorno de la sección según las leyes de la torsión, donde el centro de flexión es el punto para el cual el momento de las fuerzas internas tangenciales surgen en la sección productos de la fuerza cortante transversal, para la soldadura.

El valor del momento torsor obtenido fue de 12 244, 9 Nm. En el caso del transportador rotatorio, como la carga está aplicada en el centroide de la unión soldada, las tensiones tangenciales que surgen en la sección inducen un momento torsor. El resultado obtenido para este parámetro considera el peso del mineral reducido que es de 0,8 t/m³, el volumen total del material en el tramo que es 367 613 968, 193 mm³ y el volumen de la brida que es 14 440 104,138 mm³.

Según los cálculos realizados y su comprobación por la ecuación 5, la condición de resistencia se cumple, ya que el esfuerzo tangencial máximo originado por los efectos combinados de la carga y el momento en el transportador es menor que la tensión admisible de cizallamiento que soporta el material ($\tau_{pm} \leq [\tau_{CIZ}]$) en el tramo; según la ecuación (6) la $\tau_{pm} = 21,477 \text{ MPa}$ y según la ecuación (7) $[\tau_{CIZ}] = 210 \text{ MPa}$.

El cateto del cordón de soldadura, con valor de 9 mm se obtuvo para un diámetro de tubería de 565 mm, una carga de 37,708 kN, un momento torsor de 12 244,9 N.m y una $[\tau_{CIZ}]$ de 210 MPa.

Para el espesor de placa que es de 16 mm, se cumple que el cateto del cordón no es mayor que el espesor de la lámina a soldar, además el mismo podrá soportar las cargas cíclicas a la que estará sometido el mismo como son las longitudinales y transversales. Los cálculos determinados permiten establecer que el tipo de unión a solape es favorable para ser aplicado como método de unión de los tramos del transportador, ya que los resultados cumplen con la condición de resistencia, por lo que se hace necesario el cumplimiento de una adecuada tecnología de soldadura.

3.2. Análisis de la microestructura

En la figura 5 se observa la unión soldada realizada con electrodo E 7018.

Como resultado se obtuvo para el material del tubo una estructura homogénea de granos finos de ferrita, típica de los aceros recocidos o normalizados, por otro lado en el material de la brida, obtenido por el proceso de fundición, se puede apreciar una microestructura del tipo ferrita y perlita con granos más gruesos que la estandarizada.

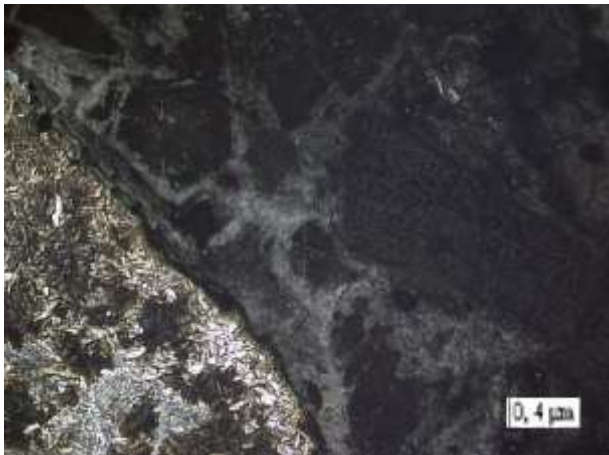


Figura 5. Microestructura en la unión del cordón de soldadura

Se evidencia que en la unión soldada la estructura del metal depositado (parte oscura) presenta un fondo de granos muy finos del tipo troostítico y grano grueso con red de ferrita y la zona fundida del metal base (parte clara) presenta granos finos, alineados y aciculares, similar a la estructura basáltica, comportamiento propio de materiales que poseen una marcada diferencia de presencia de carbono en su composición.

La microestructura de la figura 6 se corresponde con la zona de influencia térmica del material de la brida. La misma se corresponde con la soldadura que une el tubo con la brida.

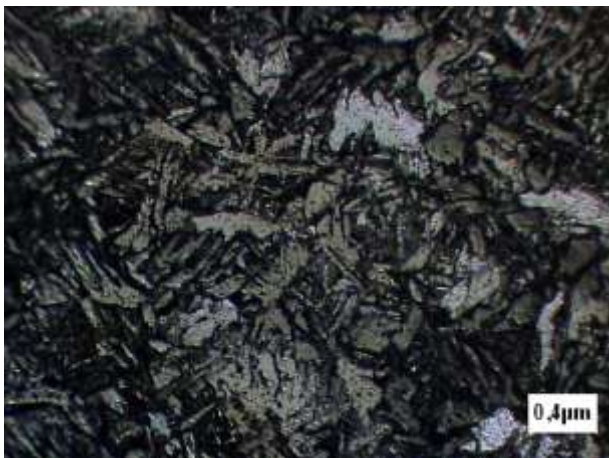


Figura 6. Estructura de la zona de influencia térmica

La microestructura correspondiente a la zona de influencia térmica en el material de la brida presenta granos alargados, con tendencia a la formación de una estructura de Widmanstaetten, lo cual está influenciado por el contenido de carbono que presenta la misma.

A partir del método GTAW, con el empleo del electrodo ER 70 – S, se obtuvo la microestructura que se muestra en la figura 6, que se corresponde con la zona de influencia térmica de la unión soldada.



Figura 7. Microestructura de la zona de influencia térmica

En la microestructura analizada anteriormente se puede observar la formación de una estructura de ferrita sobresaturada más bien bainita acicular.

Se analizó la zona fundida realizada con el mismo método. La figura 8 muestra la microestructura obtenida en la zona fundida.

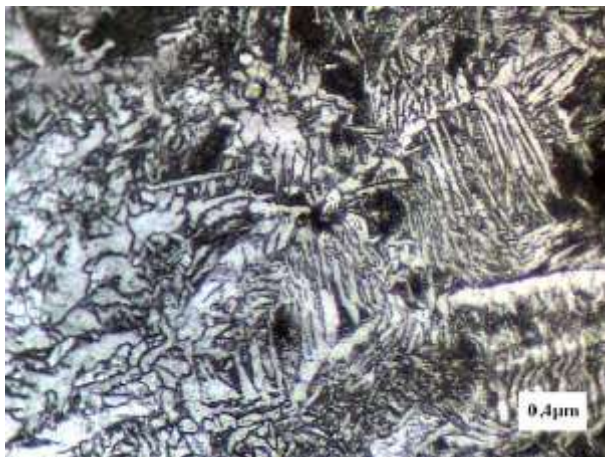


Figura 8. Microestructura de la zona fundida

Se observa en la figura 8 que en la zona fundida se ha obtenido una estructura del tipo de Widmanstaetten incompleta. Estos tipos de estructuras no son recomendables en los procesos de soldadura debido a su gran fragilidad.

La estructura de Widmanstaetten está caracterizada por una simetría que sigue tres o cuatro direcciones, y se manifiesta como una estructura de fragilidad en los aceros. Su aparición depende de tres factores principales; (composición química, sobrecalentamiento en la fase γ y la velocidad de enfriamiento a partir de esta fase. Esta estructura puede evitarse técnicamente, de manera tal que en la forma de soldar no se detenga mucho tiempo el electrodo en un punto, para evitar el sobrecalentamiento.

El análisis metalográfico evidenció que la unión soldada de las bridas con el tramo de transportador presenta un comportamiento de diferente

morfología, con estructuras ferrito-perlítica y de Widmanstaetten incompleta, lo cual está motivado por la diferencia de carbono que existe entre la brida y el tubo.

3.3. Análisis de las tensiones por el Método de Elementos Finitos

Las figuras 9 y 10 muestran el resultado del modelo tridimensional de la unión obtenido por el método de los elementos finitos (MEF), mediante el paquete profesional Solidworks se realiza el modelo tridimensional de la unión; se estableció una malla sólida con 41881 nodos y 21561 elementos. Como condición principal para la simulación se estableció el momento originado por la potencia y la velocidad angular. Como se observa se estableció una malla tridimensional para la soldadura de tubería de 565 mm de diámetro; la tercera coordenada Z sería, en este caso, circunferencial.

La figura 9 se refiere a un cordón realizado sobre un tubo de 16 mm de espesor con una energía de 40 J/cm y una temperatura inicial de 34 °C, la soldadura es manual con electrodo de 4 mm de diámetro empleando 200 A, 25 V y 1,2 cm/min de velocidad de avance.

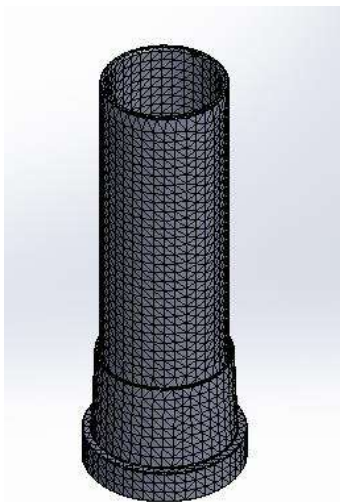


Figura 9. Mallado de la geometría tridimensional del transportador

En este tipo de modelo, la longitud de los elementos a lo largo del eje Z no varía, pues al considerar una velocidad de avance constante, el efecto de precalentamiento y de conducción de calor es constante salvo en los extremos inicial y final de la pieza.

Se considera que el aporte térmico lo realizan los elementos del cordón en función de la geometría de la pasada, mediante elementos generadores de calor. Esta presunción puede considerarse correcta, aunque realmente el arco eléctrico tiene una distribución de energía gaussiana en la superficie.

La figura 10 establece la condición de frontera aplicada al tubo del transportador para determinar las tensiones que surgen en el proceso.

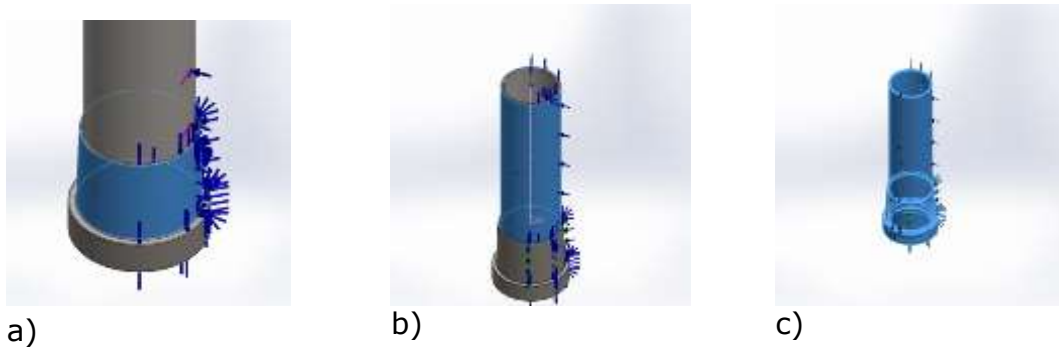


Figura 10. Condición de frontera aplicada. a) Fijo, b) Torsión, c) Temperatura

Sobre las condiciones de frontera debe señalarse que el valor asumido del coeficiente de película, para la transferencia de calor por convección fue de $8 \text{ W/m}\cdot\text{K}$; esta condición (la disipación del calor por convección) fue impuesta a todas las superficies tal y como muestra la figura 11.

La transferencia de calor por radiación se despreció. Por otra parte el calor se introduce al modelo de forma volumétrica a través de las 12 partes correspondientes, en el modelo, al cordón de soldadura. La cantidad de calor introducida es de 1008 W (representa el 50 % del calor total transferido a la pieza por el arco de soldadura, en base a la consideración de simetría).

La distribución de temperaturas en los nodos de la malla, y la forma de los contornos, en la zona de fusión, se parecen mucho a las que se observan durante el soldeo. No sólo se consigue fusión "virtual" allí donde las medidas tomadas sobre la macrografía indican que la hubo, sino que los tamaños de las ZAT (real y virtual) son también similares. Además, la distribución y magnitud de las tensiones residuales se aproximan bastante a las esperables para un cordón tan largo, sometido a fuertes restricciones de desplazamiento durante el soldeo.

Se consideró la termodependencia de las propiedades de acuerdo con los comportamientos descritos en las figuras 10 y 11. En estas se destaca el comportamiento de las isotermas más cercanas en la rama anterior, y más separadas en la rama posterior. Este comportamiento se ajusta a la realidad del fenómeno físico, lo cual permitió establecer el comportamiento de la tensión equivalente en la unión brida-cilindro (figura 11)

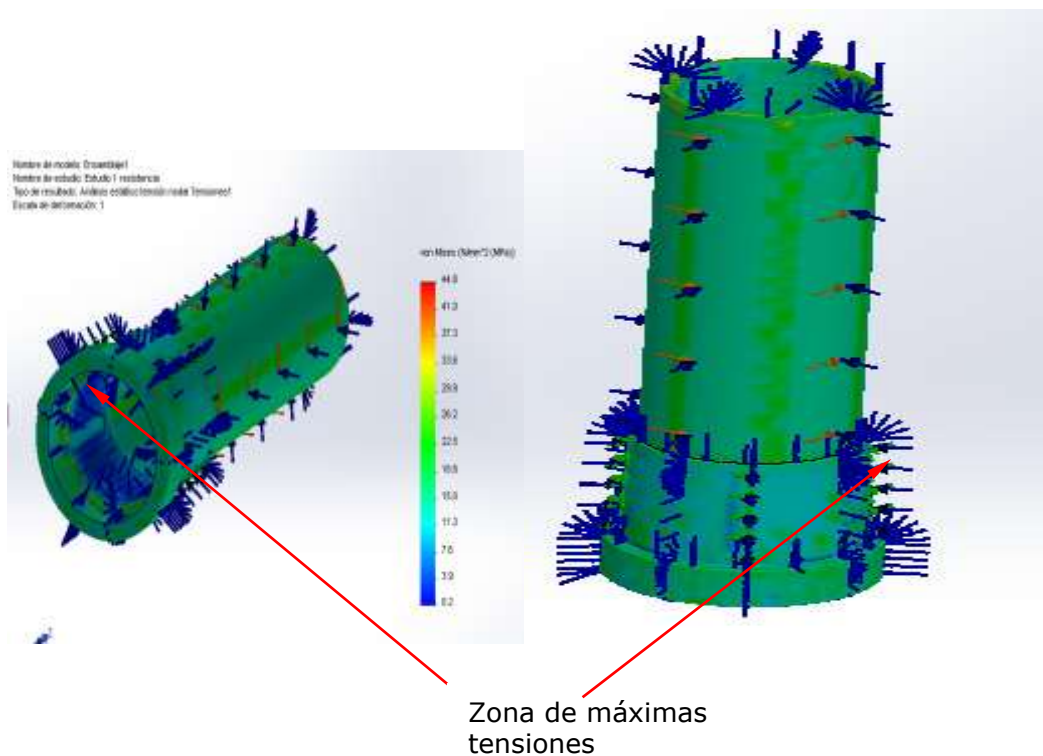


Figura 11. Comportamiento de la tensión equivalente en la soldadura.

La tensión equivalente al criterio de estado tensional de Von Mises osciló entre los valores extremos de 44,8 MPa como máximo y un mínimo de 0,2 MPa, sin alcanzar valores peligrosos (Rodríguez *et al.* 2007); resultados que si se comparan con los cálculos realizados corroboran la eficacia de la soldadura.

No se considera el flujo de calor por convección en el baño de fusión, aunque el error cometido es mínimo, debido al pequeño tiempo que el material permanece en estado líquido. La influencia de este error sería la de disminuir las dimensiones del cordón en su parte superior y aumentarlo en la inferior o raíz. En el cálculo mecánico posterior no influye apenas, puesto que el límite elástico del material a esas temperaturas (muy próximas a la de fusión) es despreciable. La convección en baño de fusión y el movimiento del líquido podrían considerarse si se introduce la viscosidad del material en función de la temperatura, pero la ganancia en precisión no sería significativa.

4. CONCLUSIONES

Se concluye que la unión soldada resiste las condiciones de cargas a las que está sometida, según criterio de Von Misses, ya que las tensiones máximas generadas por la soldadura del cordón se distribuyen a lo largo del mismo, sin que sobrepasen los valores peligrosos.

5. REFERENCIAS

- CISILINO, A.; CHAPETTI, M.; OTEGUI, J. 2002. Minimum thickness for circumferential sleeve repair fillet welds in corroded gas pipelines. *International Journal of Pressure Vessel and Piping*, 79 (7): 67-76.
- DAZ, G., KITTL, P. Y ROSALES, M. 2003. Probabilistic design and quality control in probabilistic strength of materials. *Int J, Solids Struct*, 40 (12) 5001-5015.
- ELGUETA, M.; KILT, P. 2007. Probabilistic control of materials by a simulation method, *Materials & Design*, 28 (6): 1919-1922.
- FAZZINI, P. G; OTEGUI, J. L. 2006. Influence of old rectangular repair patches on the burst pressure of a gas pipeline. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 83 (15): 27-34.
- GARCÍA, Y.; BURGOS, J.; GIL, F.; RIVALTA, J. 2006. Obtención de tensiones residuales a lo largo de un cordón de soldadura mediante métodos analíticos y experimentales. *Soldagem Insp*, 11 (2): 4 -9.
- JOHN, W.; PRICE, H.; ANNA, R.; ZIARA-PARADOWSKA, SURAJ, J.; FINLAYSON, T. 2008. Comparison of experimental and theoretical residual stresses in welds: the issue of gauge volume. *International Journal of Mechanical science*, 50 (11): 513-521.
- PÁSTOR, M., *Introducción a la Metalurgia de la Soldadura*. Ecuador: Editorial ESPOCH, 2002. p.56.
- PRASAD, K.; DWIVEDI, D. (2008) Some investigation on microstructure and mechanical properties of submerged arc welded HSLA steel joints, *International Journal of advance manufacturing technology*, 36 (6): 475-483.
- RODRÍGUEZ, I.; HERNALDO, T.; GUARDADO, R.; NGENDANZI, V. 2007. Modelación por Elementos Finitos de la ruptura del tubo en el transportador de mineral laterítico reducido. *Revista Minería y Geología*, 23 (4): 1-13.
- SEOK, J. (2008). Characterization of bainitic microstructures in low carbon HSLA steels, *International Journal of Moder Physics B*, 22 (31): 5965-5970.
- SHIGLEY, J. 1985. *Elementos de Máquinas*. La Habana: Ed. Pueblo y Educación, 1 100 p

Marjoris Utria-Jiménez, mutria@ismm.edu.cu

Máster en Electromecánica. Departamento de Ingeniería Mecánica.
Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa, Holguín, Cuba.

Benigno Leyva-de la Cruz, bleyva@ismm.edu.cu

Máster en Electromecánica, Departamento de Ingeniería Mecánica.
Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa, Holguín, Cuba.

Tomás Fernández Columbié, tfernandez@ismm.edu.cu

Doctor en Ciencias Técnicas. Profesor Asistente. Departamento de Mecánica.
Instituto Superior Minero Metalúrgico, Moa, Cuba.

Isnel Rodríguez González, irgonzales@ismm.edu.cu

Doctor en Ciencias Técnicas. Profesor Auxiliar Departamento de
Mecánica. Instituto Superior Minero Metalúrgico, Moa, Cuba.

Influencia de la pulpa lixiviada sobre el desgaste de una aleación del tipo Hastelloy C 276

Dayanis Alcántara-Borges
Tomás Fernández-Columbié
Isnel Rodríguez-González

Resumen

Las bombas usadas en la industria niquelera cubana para trasegar pulpas lixiviadas se fabrican de una aleación del tipo Hastelloy C 276. Se hicieron análisis macroscópicos del cuerpo de la voluta para determinar defectos superficiales de la misma por efecto de la corrosión. En otras muestras se realizaron ensayos microscópicos y de microdureza. Las microestructuras revelan que la voluta sufre un proceso de abrasión por arranque y pérdida de material de la superficie interna de la misma, con la consecuente reducción de su peso y del caudal, siguiendo un patrón lineal en función del tiempo de desgaste.

Palabras clave: Corrosión; microestructura; pulpa lixiviada; Hastelloy C 276; desgaste; bombas.

Leach slurry effects on Hastelloy C 276 alloy wear

Abstract

The pumps used in the Cuban nickel industries to transfer leached slurry are manufactured with a Hastelloy C 276 alloy. Macroscopic analysis on the body of the pump casing was made to identify the surface damage caused by corrosion. Microscopic and micro hardness tests were completed for other samples. The microstructure reveals that the pump casing is affected by abrasion process during startup and lost thickness on the inside of the pump surface with a consequent reduction in weight and flow rate. This shows a linear pattern according to the time of wear.

Keywords: Corrosion; microstructure; leach slurry; Hastelloy C 276; wear; pumps.

1. INTRODUCCIÓN

En el proceso de producción de níquel se emplean, en las líneas de tuberías, las bombas como elementos reguladores del fluido, sin embargo, las mismas están expuestas a régimen severo de trabajo si se tiene en cuenta que el fluido que se transporta, por estas líneas, es del tipo trifásico (sólido, líquido y vapor), teniendo una fuerte incidencia de la pulpa lixiviada sobre el desgaste de estos elementos.

El Hastelloy C 276 es una superaleación níquel-molibdeno-cromo con adición de tungsteno diseñado para tener una excelente resistencia a la corrosión en un rango amplio de ambientes ácidos severos. El alto contenido de níquel y de molibdeno hace que este acero de aleación de níquel sea especialmente resistente a la picadura y a la corrosión de rendija en ambientes de reducción, mientras que el cromo lo hace resistente a medios oxidantes. Es por estas características que se utiliza la aleación del tipo Hastelloy C 276 en las condiciones de trabajo de bombeo de pulpas lixiviadas ácidas.

Según algunos investigadores (Bruschi *et al.* 2004; Bedolla-Jacuinde, Arias & Hernández 2003) el cromo, desde un 5 % en peso, aumenta la resistencia a la oxidación del hierro en atmósfera seca; por eso, para un satisfactorio comportamiento en atmósferas oxidantes, a temperaturas de hasta 750 °C, los aceros utilizados suelen poseer un alto contenido en cromo y simultáneamente, contenidos crecientes de cromo, en solución sólida en el hierro, disminuyen la conductividad térmica de él y, por tanto, le confieren refractariedad.

Por su parte, Dogan, Hauk y Laird (1997) y Callister y Rethwisch (2007) plantean que la presencia del cromo en los aceros, además de formar una película superficial de su óxido, modifica la posición del hierro en la serie electroquímica, así el hierro, que sin cromo es anódico, pasa a comportarse catódicamente en medios acuosos cuando el porcentaje de cromo es superior al 12 % en peso.

En la superficie de todos los aceros inoxidable y en presencia de un ambiente oxidante crece una capa rica en óxido de cromo llamada capa pasiva. Algunos investigadores (Moreno *et al.* 2005; Zhang, He & Du 2005; Ennis & Quadackers 2007) consideran que la resistencia a la corrosión del acero inoxidable se debe a una película pasiva de un óxido complejo rico en cromo, que se forma espontáneamente en la superficie del acero. Este es el estado normal de las superficies de acero inoxidable y se conoce como *estado pasivo* o *condición pasiva*.

Por su parte, Zhang, Kelly y Gates (2001) plantean que esa capa superficial es de espesor nanométrico (entre 10 nm y 50 nm); su composición todavía no está muy clara, pero se sabe que se basa en mezclas de óxido de hierro y cromo, que posee una excelente plasticidad, así como una gran capacidad de regeneración.

Sin embargo, Guitar y otros investigadores (2003) opinan que los aceros inoxidable no pueden ser considerados como resistentes a la corrosión en todas las condiciones de trabajo: dependiendo del tipo (composición) de la aleación habrá ciertas condiciones en las que se pierda el estado pasivo y no pueda recomponerse; en ese caso la superficie se convierte en activa y se produce la corrosión.

Hussainova y Schade (2008) reportan la aparición que iones cloruros, además de impedir la formación de capas estables de óxidos, que provocan una gran fragilización en los aceros inoxidable austeníticos y contribuyen de este modo a un incremento de las razones de desgaste, en similares condiciones de trabajo. Producto del sinergismo es posible que en caso de estos aceros, el proceso de desgaste tienda a provocar continuamente la ruptura y a remover esta capa, deja al sustrato metálico expuesto a la acción del medio agresivo, provocándose de esta forma un daño de mayor consideración (Johansson & Olsson 2000).

A esto contribuyen, como núcleo importante de picaduras, la ruptura de uniones adhesivas o microsoldaduras puntuales transferidas al material del contracuerpo y que dejan poros y oquedades. En tal sentido, Burstein (2000) refiere que durante el desgaste de aceros inoxidable austeníticos la superficie rugosa resultante de la penetración de las asperezas de contracuerpo provee de las oclusiones necesarias para la generación de una grieta de picadura; el efecto es más severo si se trata de surcos y oquedades. La corrosión generalizada afecta más o menos por igual a todos los puntos de la pieza.

En las aleaciones Ni-Cr-Fe, donde el elemento con mayor presencia en el material ya no es el hierro sino el níquel, no son conocidos como aceros inoxidable, sino como aleaciones a base de níquel y presentan excelente resistencia a la corrosión en diversos medios a altas temperaturas. El elevado tenor de níquel da también garantía de una buena resistencia a la corrosión bajo tensión (Almeida, Ribeiro & Le-May 2003). A pesar de que este tipo de acero presenta un contenido elevado de níquel es el elemento cromo quien les da la propiedad de ser resistentes a la corrosión.

En correspondencia con lo planteado por estos autores es que se considera que, aunque la aleación posee un elevado contenido de cromo, en las

condiciones de trabajo a la que actualmente se encuentra expuesta ocurre el proceso de corrosión, pues la presencia de ácido sulfúrico en el fluido y de partículas de arena en la pulpa lixiviada, por poseer aristas cortantes, rayan o dañan esta capa y permiten la inclusión de agentes como los iones cloruros.

El trabajo tiene como objetivo evaluar cómo influye la pulpa lixiviada en el desgaste de una aleación del tipo Hastelloy C 276, de la cual está fabricado el cuerpo de la bomba que se emplea en una línea de tubería de acero para transportar este tipo de fluido.

2. MATERIALES Y MÉTODOS

2.1. Técnicas experimentales

La composición química estándar de esta aleación, de acuerdo con la norma ASTM y la SAE, se refleja en la Tabla 1.

Tabla 1. Composición química del Hastelloy C (en %)

Cr	Mo	Fe	W	Co	Mn	Ni
16,5	15,0	7,0	4,5	2,5	1,0	balance

A partir de los elementos relacionados anteriormente, la composición química está en correspondencia con la establecida para una superaleación del tipo Hastelloy C (aleación C 276 o Inconel C 276). Es una superaleación de níquel-molibdeno-cromo, con adición de tungsteno, diseñado para tener una excelente resistencia a la corrosión en un rango amplio de ambientes severos.

2.2. Preparación para la observación metalográfica

En la preparación de las muestras para la observación metalográfica (según norma ASTM E-92) se tuvo en cuenta un conjunto de operaciones, las cuales se resumen en el orden siguiente: corte, desbaste, pulido, desengrasado, lavado y ataque químico.

Las probetas fueron cortadas y preparadas del cuerpo de la bomba, en el desbaste se emplearon lijas desde la No. 400 hasta la No. 800; este desbaste, al igual que el pulido, se realizó cambiando la dirección del lijado a 90° para de esta forma evitar los alabeos y distorsiones. Se utilizó acetona para el desengrasado y lavado, luego de ser atacada químicamente con ácido acético.

2.2.1. Microestructura de la muestra patrón

Para la observación micrográfica de las microestructuras obtenidas se empleó un microscopio óptico binocular marca NOVEL modelo NIM-100, el cual está dotado de una cámara instalada mediante el hardware

IMI.VIDEOCAPTURE.exe que refleja la fotografía en el computador. Para colocar las probetas en el microscopio fueron montadas en un dispositivo con plastilina para lograr una nivelación adecuada de estas. En la Figura 1 se observa la microestructura de la muestra patrón, la cual fue obtenida de una parte no afectada del cuerpo de la bomba con el fin de compararla con las microestructuras de las muestras analizadas.

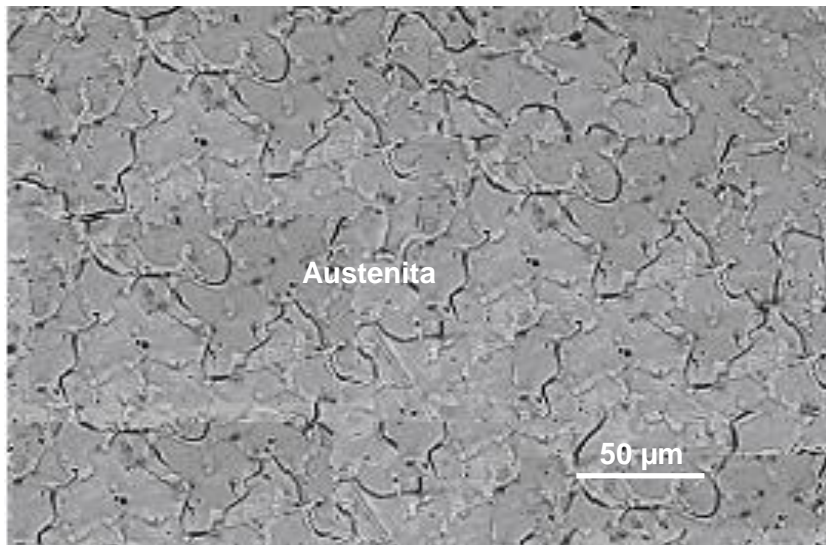


Figura 1. Estructura metalográfica de la aleación.

La micrografía observada corresponde con la de la aleación, presenta una estructura completamente austenítica, se distinguen las líneas de los límites de los granos, que es el sitio donde la fractura progresa alrededor de los carburos secundarios presentes en la estructura, siendo los mismos perjudiciales para la tenacidad. Los iones cloruros, las partículas abrasivas y la composición química del fluido atacan esta estructura dejándola susceptible, con defectos de distintos tipos.

2.3. Características de la pulpa lixiviada caliente

La principal operación tecnológica de la planta consiste en la precipitación de los metales en forma de sulfuros a partir de los sulfatos de níquel y cobalto contenidos en el licor producto, proveniente de la planta de neutralización, con el objetivo de extraer selectivamente el níquel y el cobalto de la solución y separarlos de las impurezas. El proceso se lleva a cabo utilizando ácido sulfhídrico (H_2S) como agente precipitador en las autoclaves bajo condiciones específicas de temperatura ($121\text{ }^{\circ}C$). En la Tabla 2 aparecen las características de la pulpa lixiviada caliente.

Tabla 2. Características de la pulpa lixiviada caliente

Ni	< 4,50 g/L	< 0,0045 m ³ /L
Co	0,35 - 0,42 g/L	0,00035 - 0,00042 m ³ /L
Mn	1,30 - 1,90 g/L	0,0013 - 0,0019 m ³ /L
pH	2,40 - 3,00	

La pulpa de sulfuros de níquel y de cobalto constituye el producto final de la planta. Posee entre un 45 % a un 50 % de sólidos, de color grisáceo y un peso de más del 40 % con separación normal de la parte acuosa.

2.4. Ensayo de microdureza aplicado a las muestras

El ensayo se aplicó para la determinación de la dureza en los volúmenes microscópicamente pequeños de la aleación. Para el ensayo se utilizó un microscopio modelo: PMT-3 No. 168. Para determinar la microdureza (HVN) de las probetas de análisis se realizó el ensayo para una carga de 20 g, con una punta de diamante con un ángulo de 136° y penetración de un tiempo de 15 s; las medidas se tomaron para los puntos de prueba seleccionados aleatoriamente en la superficie.

2.5. Influencia de la pulpa sobre el cuerpo de la bomba

La existencia de tensiones provoca la aparición de grietas superficiales que crecen, desde el interior, en virtud de mecanismos de fatiga promovidos por las tensiones mecánicas; al mismo tiempo inducen el desgaste acelerado de la superficie en el cuerpo de la bomba, fundamentalmente en la voluta. La Figura 2 (c-f) muestra el fenómeno de fatiga térmica por acumulación de deformación plástica como consecuencia de estos cambios de temperatura.

En las figuras observadas existe un ataque generalizado como consecuencia del efecto de la pulpa. La corrosión provoca una amplia zona atacada por las picaduras en la zona de contacto e, incluso, en aquellas en las que no existe contacto entre los cuerpos.

En la zona donde tiene lugar el contacto entre la pulpa y la voluta la afectación es más severa, como resultado de los procesos de desgaste, de cavidades y surcos producto de una adhesión profunda.



Figura 2. Efecto de la concentración de la pulpa en el cuerpo de la bomba.

3. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

3.1. Análisis de la microestructura

La microestructura del material de la voluta, una vez retiradas de servicio, se muestra en la Figura 3.

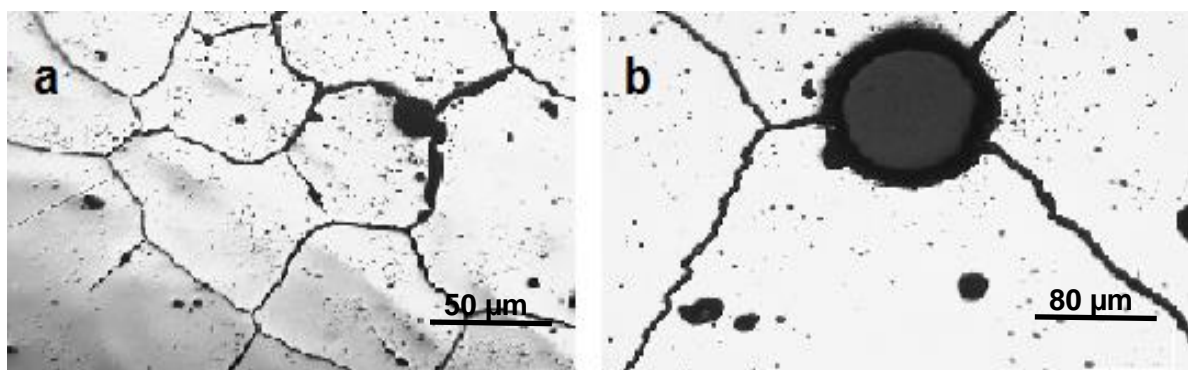


Figura 3. Comportamiento microestructural del cuerpo de la voluta.

En la microestructura obtenida en la muestra del cuerpo de la voluta se observa que el material abrasivo de la pulpa lixiviada y la acción de los iones cloruros han dañado la red cristalina y ha provocado corrosión intercrystalina en los bordes de granos.

A diferencia de la estructura inicial (Figura 1), donde el contorno de los granos es rectilíneo y compacto, aquí existe una discontinuidad en la

estructura provocada por defectos internos y por la destrucción de la capa pasiva que se forman en estos aceros austeníticos.

3.2. Análisis de los defectos internos en el cuerpo de la voluta

Los defectos que se muestran en la Figura 4 (a y b) corresponden a microestructuras obtenida en diferentes partes del cuerpo de la voluta.



Figura 4. Cavidades en el interior de la voluta.

Las cavidades originadas en el interior del cuerpo se deben a la variación de tensiones en las capas superficiales, lo que trae como consecuencia la aparición de fatiga superficial, similar a la rotura por fatiga volumétrica de los cuerpos sólidos.

Producto de la carga normal, y en dependencia de las propiedades mecánicas de los cuerpos sólidos en contacto, ocurre la penetración de las asperezas del cuerpo más duro o resistente en las capas superficiales del cuerpo menos duro o menos resistente. Al producirse el movimiento relativo y debido a que las tensiones, como resultado de la carga normal, sobrepasan el límite de resistencia del material menos resistente, tiene lugar el microcorte de la superficie.

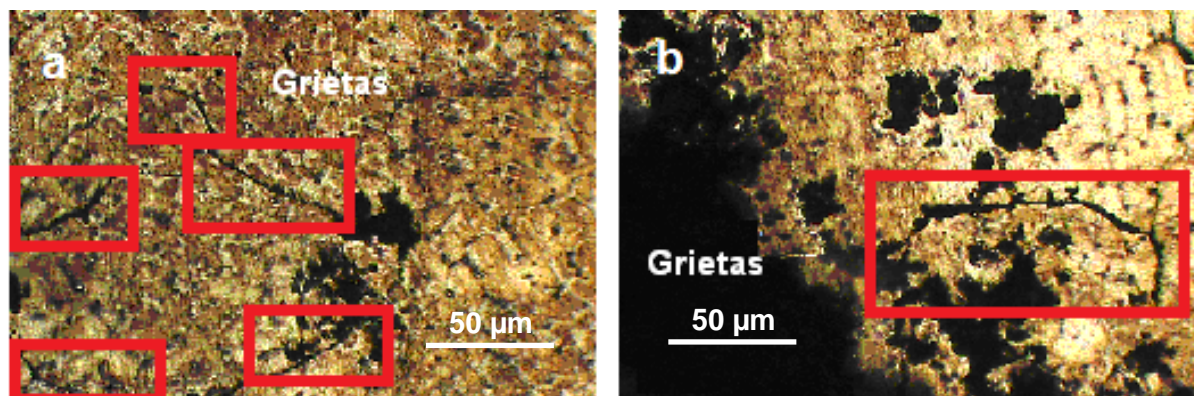


Figura 5. Grietas intercristalinas en el cuerpo de la voluta.

Las microestructuras mostradas en la Figura 5 corresponden a la parte superior del cuerpo de la voluta. Aquí se aprecia otro defecto en el material,

considerado como uno de los más peligrosos: las grietas, que al propagarse en toda la superficie invalidan el equipo para el uso.

Este mecanismo básico de fatiga superficial es el resultado de fisuras iniciadas dentro de la masa del material. Las grietas superficiales se deben a las grandes tensiones de contacto que producen la fatiga de las capas superficiales o a defectos superficiales del proceso de elaboración mecánica o de montaje. La fatiga que se origina desde una grieta subsuperficial ocurre debido a una alta concentración de tensiones en puntos o planos defectuosos; esta grieta se propaga paralela a la superficie hasta brotar en la misma, aspecto que ha sido reportado por Fewell, Mitchell y Priest (2000) y Almeida, Ribeiro y Le-May (2003).

Como consecuencia de las características del fluido que circula por la línea de tubería ocurre la erosión del material debido a la existencia de partículas abrasivas. La Figura 6 evidencia el desgaste erosivo.

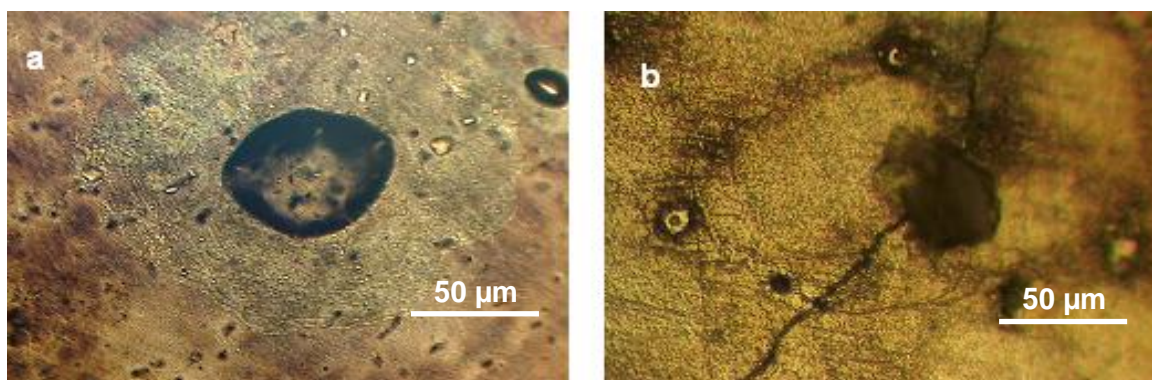


Figura 6. Desgaste por erosión.

Los principales factores que ocasionan desgaste por erosión son la velocidad y el bajo impacto, cuando el movimiento es paralelo a la superficie. Por lo general este desgaste depende de la dureza de las partículas y en muchas ocasiones también de los filos que estas presentan. Las partículas abrasivas pueden estar suspendidas o conducidas por un fluido (agua o aire) o pueden fluir por su propio peso (canal de arena).

A diferencia de la abrasión, en la erosión el elemento abrasivo (en este caso la gravilla) es proyectado por la pulpa contra la superficie del material y de esa manera parte de la energía cinética es absorbida por la pieza, causando deformación elástica o remanente de esta en función del grado de tenacidad del metal y la otra es absorbida por el abrasivo, ya sea como velocidad de rebote o energía que lleva a la partícula a fracturarse.

3.3. Determinación de los perfiles de microdureza

Los perfiles de microdureza se realizaron con al menos tres mediciones a la muestra. La Figura 7 muestra las variaciones obtenidas.

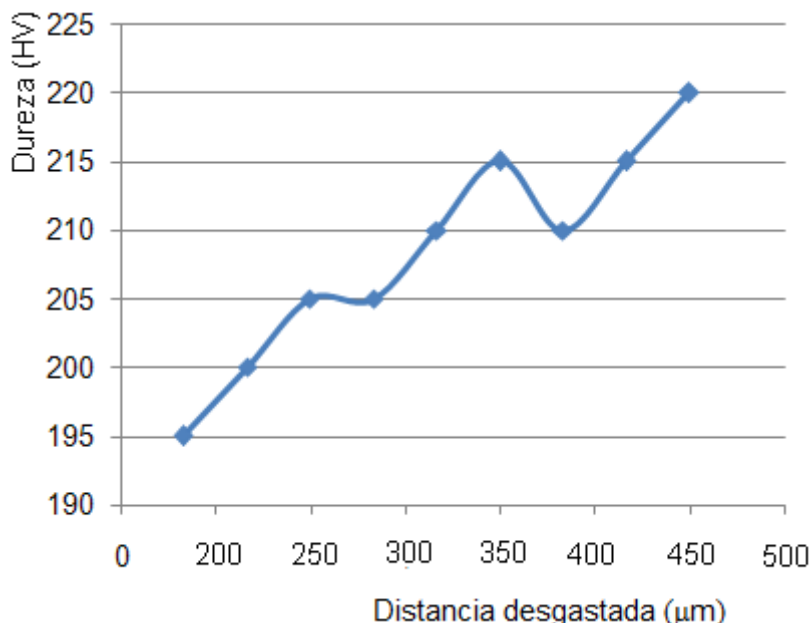


Figura 7. Perfiles de microdureza para las zonas desgastadas.

En las mediciones de microdureza se observaron variaciones en las diferentes zonas con una tendencia al incremento de la dureza en la superficie de la aleación Hastelloy C 276 que, aunque se desgasta producto del deslizamiento de las partículas abrasivas, a la vez se endurece por el fenómeno de la acritud.

Esta variación, presumiblemente, puede estar asociada a la resistencia que ofrece la capa pasivadora del cromo durante la fricción deslizante en las deformaciones en esta zona de contacto. Vale decir que el deslizamiento de la pulpa sobre el material provoca el efecto de la deformación plástica, manifestándose el mecanismo de endurecimiento por deformación.

4. CONCLUSIONES

- En las micrografías y macroestructuras se pudo determinar que existen, en la voluta de la bomba, defectos combinados que provocan el desgaste acelerado debido a la fricción en el sistema, que produce la pulpa lixiviada, pero que a la vez esa fricción incrementa la dureza en las capas por el fenómeno de acritud.
- La aleación posee buena resistencia al desgaste, sin embargo, la pulpa lixiviada presenta propiedades abrasivas que, al entrar en contacto con la superficie, provoca deterioro en la voluta.

- La voluta sufre un proceso de abrasión por arranque, el cual ocasiona pérdidas de material en la superficie interna de la misma; las causas que originan este defecto son los iones cloruros, las partículas abrasivas y la composición química del fluido.

5. AGRADECIMIENTOS

A Juan Ramón Castillo Matos, técnico del Laboratorio de Ciencias de los Materiales del Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa.

6. REFERENCIAS

- ALMEIDA, A.; RIBEIRO, F. & LE-MAY, I. 2003: Microstructural characterization of modified 5Cr-35Ni centrifugally cast steel furnace tubes. *Materials Characterization* 49(5): 219-229.
- ASTM E92-82 2003, Standard test method for vickers hardness of metallic materials, ASTM International, West Conshohocken, PA.
- BEDOLLA-JACUINDE, A.; ARIAS, L. & HERNÁNDEZ, B. 2003: Kinetics of Secondary Carbides Precipitation in a High-Chromium White Iron. *Journal of Materials Engineering and Performance* 12(4): 371-382.
- BURSTEIN, G. 2000: Effect of impact angle on the slurry erosion-corrosion of 304 L stainless steel. *Wear* 240(22): 80-94.
- BRUSCHI, S.; POGGIO, S.; QUADRINI, F. & TATA, M. 2004: Workability of Ti-6 Al-4 V alloy at high temperatures and strain rates. *Materials Letters* 58(12): 3 622-3 629.
- CALLISTER, W. D. & RETHWISCH, D. G. 2007: *Materials science and engineering: an introduction*. Vol. 7. Wiley, New York.
- DOGAN, Ö.; HAUKE, J. & LAIRD G. 1997: Solidification structure and abrasion resistance of high chromium white irons. *Metallurgical and Materials Transactions A* 28(6): 1 315-1 328.
- ENNIS, P. & QUADAKKERS, W. 2007: Development of and Integrity Issues with New High Temperature High Strength Steels. *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 84(5): 75-81.
- FEWELL, M.; MITCHELL, D. & PRIEST, J. 2000: The nature of expanded austenite. *Surface and Coatings Technology* 131(15): 300-306.
- GUITAR, M.; DUARTE, M. & MONTERO, D.; SUÁREZ, S.; BRÜHL, S. P.; CIMETTA, J. & GONDELL, C. 2003: Comportamiento frente al desgaste y corrosión de un acero inoxidable AISI 304 nitrurado por plasma. En: Actas de las Jornadas SAM. Congreso CONAMET. Simposio Materia. Bariloche, Argentina, 17-21 noviembre, p. 722-725.

- HUSSAINOVA, I. & SCHADE, K. 2008: Correlation between solid particle erosion of cermets and particle impact dynamics. *Tribology International* 41(14): 323-330.
- JOHANSSON, B. & OLSSON, A. 2000: Current design practice and research on stainless steel structures in Sweden. *Journal of Constructional Research* 54(21): 3-29.
- MORENO, F.; WILMAN, J.; SALAZAR, C. & LAURA, A. 2005: Evaluación del comportamiento mecánico a la fatiga en aceros AISI 4340 y AISI 4140 tratados térmicamente con recocidos y normalizados. *Revista Ingeniería UC* 12(1): 40-45.
- SAE J 470 1976, Wrought nickel and nickel-related alloys.
- ZHANG, J.; HE, X. & DU, S. 2005: Analyses of the fatigue crack propagation process and stress ratio effects using the two parameter method. *International Journal of Fatigue* 27(10): 1 314-1 318.
- ZHANG, M.; KELLY, P. & GATES, J. 2001: The Effect of Heat Treatment on the Toughness, Hardness and Microstructure of Low Carbon White Cast Irons. *Journal of Materials Science* 36(15): 3 865-3 875.

Dayanis Alcántara-Borges, dalcantara@ismm.edu.cu

Ingeniera mecánica. Profesora Asistente. Departamento de Mecánica.
Instituto Superior Minero Metalúrgico, Moa, Cuba.

Tomás Fernández-Columbié, tfernandez@ismm.edu.cu

Máster en Ciencias. Profesor Asistente. Departamento de Mecánica.
Instituto Superior Minero Metalúrgico, Moa, Cuba.

Isnel Rodríguez-González, irgonzales@ismm.edu.cu

Doctor en Ciencias Técnicas. Profesor Auxiliar. Departamento de Mecánica. Instituto Superior Minero Metalúrgico, Moa, Cuba.

Procedimiento para el cierre de canteras de materiales para la construcción en Cuba

Julio Montero-Matos
José Otaño-Nogel
Diosdanis Guerrero-Almeida

Resumen

Con el propósito de facilitar a los concesionarios de canteras de materiales para la construcción una herramienta metodológica para efectuar el cierre de estas y garantizar una minería sostenible se propuso un procedimiento en seis etapas a partir del diagnóstico realizado en 22 canteras, ubicadas en tres regiones mineras cubanas. El procedimiento busca disminuir los impactos ambientales provocados por la explotación de las canteras y ofrecer a la industria un estándar para lograr uniformidad en la planificación y ejecución del cierre con un costo mínimo.

Palabras clave: cierre de minas; explotación de canteras; minería sostenible; impacto ambiental

Procedure for the decommissioning of construction material quarries in Cuba

Abstract

In order to provide the owners of construction material concessions with a methodological tool that was not available until today to deal with mine decommissioning and to ensure a sustainable mining, it is proposed to implement a six-phase procedure based on the analysis carried out on 22 quarries located in three mining areas of Cuba. The procedure is to reduce environmental impacts caused by the exploitation of quarries and provide the industry with a standard procedure to achieve uniform closure planning and execution at a minimum cost

Keywords: mine decommissioning, quarry exploitation; sustainable mining; environmental impact.

1. INTRODUCCIÓN

El gran desafío del sector minero y de los gobiernos es cómo desarrollar una minería sustentable que garantice las necesidades actuales de la sociedad, sin poner en riesgo la de las futuras generaciones y al mismo tiempo, proteger el medio ambiente (Montero-Matos & Otaño-Nogel 2012).

La sustentabilidad de la industria minera descansa sobre bases económicas, ambientales y sociales. Cada uno de estos aspectos debe ser considerado por separado, aunque una solución sustentable requiera la integración de los tres aspectos (Richards 2002).

La aplicación a escala regional, nacional y local de metodologías e instrumentos jurídicos para el cierre sustentable de las minas ha adquirido relevancia en la actualidad justamente porque reflejan, en síntesis, el conflicto entre la minería, la sociedad y el ambiente (Guerrero & Figueredo 2010).

La explotación de materiales para la construcción también se incluye dentro de las actividades mineras, que afectan al medio ambiente cuando no se aplican planes efectivos de cierre (Montero-Matos & Otaño-Nogel 2012).

En Cuba se explotan grandes, medianas y pequeñas canteras lo cual provoca un fuerte impacto al medio ambiente. Esta actividad puede compensar los daños socioeconómicos y ambientales cuando se utilizan planes de cierre mineros efectivos desde la confección del proyecto de explotación de estos recursos. Se han dado pasos importantes hacia la protección ambiental a partir de la aprobación de leyes y decretos que regulan la política minera y el proceso de rehabilitación de los llamados pasivos ambientales. Entre estas herramientas legales se citan: Ley de Medio Ambiente, Ley de Minas, Ley Forestal, Decreto-Ley 268/99 y el Decreto-Ley 179, entre otras (Guerrero *et al.* 2014).

Lo anterior, aunque demuestra la existencia de normativas jurídicas y legales que procuran la necesaria protección de los georrecursos, no garantiza por sí solo herramientas capaces de lograr la explotación eficiente y el cierre sustentable de los yacimientos, en particular los de materiales para la construcción (Chacón 2012).

El cierre de minas es un proceso que debe contemplarse en todas las fases del proyecto minero desde la evaluación de impacto ambiental que se realiza para la ejecución de cualquier proyecto minero. El proceso se mantiene activo durante toda la vida útil de la mina y aunque el cierre es parte importante y necesaria de todo proyecto minero y Cuba posee una larga tradición minera, no existe un procedimiento exclusivo para este tipo

de minería (no metálica), por lo que solo se aplican varios artículos de la Ley de Minas y su reglamento, pero no se incluye el cierre dentro del proyecto de explotación ni se tiene en cuenta el ciclo de vida de la cantera.

Por otro lado, se adolece de falta de elementos importantes como los antecedentes de costos económicos asociados al cierre de minas, debido a que existe una dispersa y, muchas veces escasa, información orientadora sobre los antecedentes de los planes de cierre, lo que se atribuye a la poca experiencia existente en el país respecto a este tema.

Los documentos que existen solo se refieren a los tipos de cierre y a la obligatoriedad del cumplimiento de su ejecución, pero no explicitan la manera de regularlo mediante procedimientos normativos. Los concesionarios se limitan a incluir, dentro del proyecto de explotación, un capítulo donde se hace referencia a la necesidad del cierre, pero no se incluye el proyecto de ejecución del mismo debido a la inexistencia, hasta la fecha, de un procedimiento de cierre para las canteras de materiales para la construcción que sirva como guía a la toma de decisiones para el logro de la sostenibilidad.

El presente trabajo tuvo el propósito de diseñar un procedimiento sustentable de cierre para canteras de materiales para la construcción, a partir del diagnóstico realizado en 22 canteras de tres regiones mineras de Cuba.

2. MATERIALES Y MÉTODOS

Para diseñar el procedimiento se realizó el diagnóstico en tres regiones mineras cubanas donde se ubican 22 canteras. Se revisaron los datos de los proyectos de explotación de los 22 yacimientos minados actualmente a cielo abierto en las provincias de La Habana, Matanzas y Santiago de Cuba (Figuras 1 y 2), para determinar sus características geológicas y mineras, afectaciones al medio ambiente, reservas estimadas, uso previo del suelo de la cantera, nivel de productividad de las mismas, posibles usos del área explotada y estado de los proyectos de cierre presentados a la Oficina Nacional de Recursos Minerales (ONRM).

Para precisar las afectaciones ambientales se siguió la secuencia lógica que imponen los procesos de identificación, caracterización y valoración de los impactos ambientales ocasionados por el cierre o abandono de la explotación minera y se analizaron los factores que influyen en la elección de los métodos de recuperación de áreas minadas en la zona de estudio.

El análisis documental, estudios de caso y criterios de expertos se aplicaron para revisar la información disponible de cada cantera, identificándose sus

principales características y las medidas técnicas a aplicar durante el futuro cierre.

De igual modo se consultaron diferentes investigaciones referentes al tema (Montes de Oca & Ulloa 2013; Fuentes 2013; Ponce-Seoane & Díaz-Comesañas 2013; López *et al.* 2012 y Hernández 2013), así como otros documentos relacionados con la caracterización geológica y minero-ambiental de las canteras, suministrados por la dirección de las empresas mineras. A partir de esta revisión, y tomando en cuenta el criterio de 23 expertos nacionales e internacionales, se seleccionaron seis canteras (Tabla 1) actualmente en explotación.

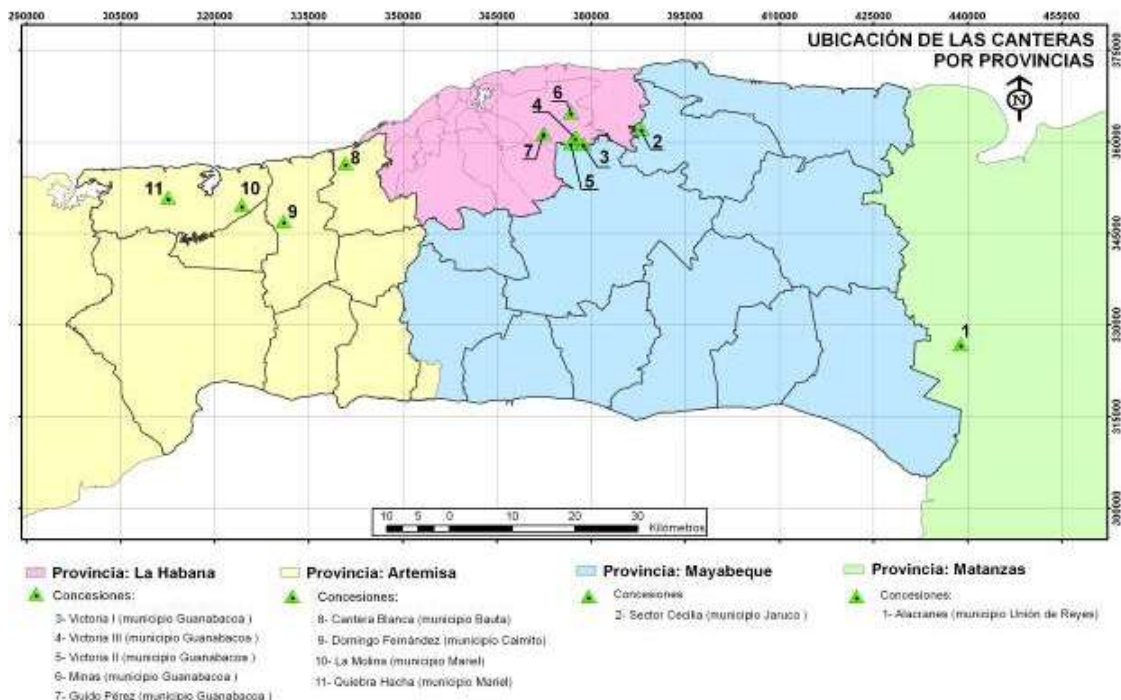


Figura 1. Ubicación geográfica de las 12 concesiones mineras de explotación. Adaptado de López *et al.* 2012.

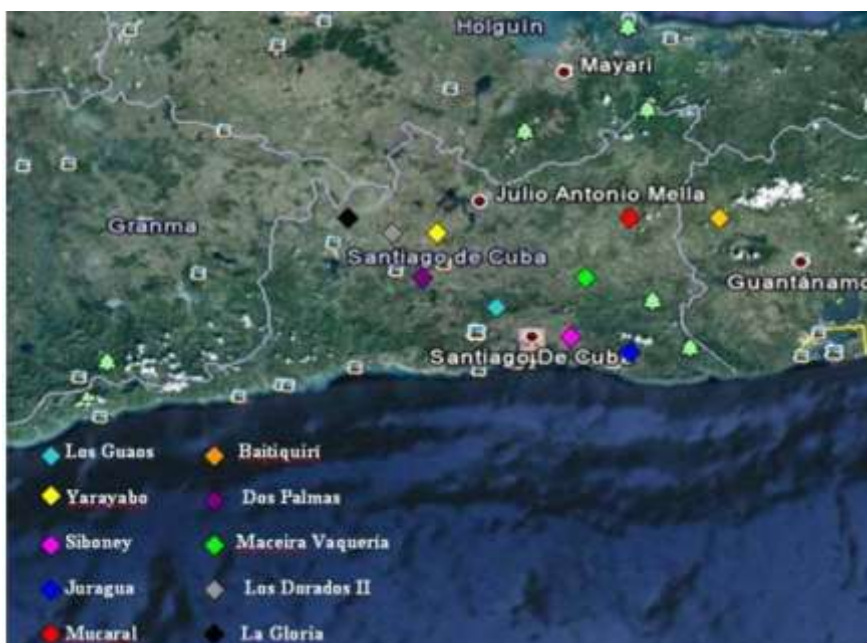


Figura 2. Ubicación geográfica de 10 concesiones mineras de explotación. Adaptado de Montes de Oca & Ulloa (2013).

Tabla 1. Descripción de las canteras estudiadas

Nombre de la cantera	Provincia	Categoría	Materia prima explotada	Usos
Guido Pérez	La Habana	Yacimiento	Calcarenitas	Arena
Victoria II	La Habana	Yacimiento	Calcarenitas	Arena
Cantera Blanca	Artemisa	Yacimiento	Caliza	Cal e hidrato de cal, Polvo, Macada
La Molina	Artemisa	Yacimiento	Piedra	Macada, gravilla, granito, polvo y arena lavada
Alacranes	Matanzas	Yacimiento	Caliza	Cal e hidrato de cal, Polvo, Macada
Los Guaos	Santiago de Cuba	Yacimiento	Porfirita	Macada, gravilla y arena lavada

2. 1. Caracterización de las canteras

Canteras Guido Pérez y Victoria II

En estos yacimientos están presentes los dos niveles estructurales: el cinturón plegado cubano, representado por el complejo de rocas efusivas-sedimentarias, así como las ofiolíticas y el neautóctono, constituido por un complejo terrígeno y terrígeno carbonatado de génesis clástico. Este último está representado por calizas, calcarenitas y areniscas asociadas a la Fm. Peñalver, que descansan sobre el complejo de rocas efusivas sedimentarias y ofiolíticas; litologías que han dado origen a un relieve diferencial, sobre una estructura geológica compleja, que expresa muy bien su modelo geológico y tectónico que lo subyace, lo que la ubica en específico en la unidad morfotectónica del arco volcánico del cretácico.

Estas canteras son productoras de surtidos de hormigón, granito, gravilla, polvo y recebo. El proceso tecnológico es totalmente mecánico y existen dos variantes (seco y con beneficio húmedo), ambos compuestos por áreas de machaqueo, molidas y selección.

Cantera Blanca y La Molina

Al igual que en las anteriores, en los dos centros de producción se obtienen surtidos de hormigón, granito, gravilla, polvo, arena y recebo. El proceso tecnológico de producción es totalmente mecánico, existen dos variantes (seco y con beneficio húmedo), ambos compuestos por áreas de machaqueo, molidas y selección.

En Cantera Blanca la litología del frente de trabajo es homogénea, compuesta por calizas organogenias puras, porosas, duras, compactas, fragmentarias, recristalizadas y blancas principalmente. El yacimiento en la parte superior del corte está compuesto por calizas masivas de color gris blanco con un espesor estimado en la cantera de unos 10 m. Se observa la presencia de procesos de carsificación con el desarrollo de cavernosidad y procesos sofusivos. Debajo de estas calizas se observan calizas blancas, más blandas, con una estructura monoclinial y estratificación, con suave buzamiento de 20° al norte.

En la cantera La Molina la roca que se explota es una caliza de color negro, dura, compacta, con vetillas de calcita de color blanco y se observan manchas de asfalto en zonas de fracturas. El macizo rocoso se caracteriza por presentar un desarrollo del carso y varias cavernas. Existen zonas donde se aprecian caliza criptocristalina-arcillosa de color gris oscuro, compactas, masiva, con vetillas y grietas con calcita, órganos detríticos, fragmentados con grietas e impregnaciones ferrosas pelitomórficas.

El frente de cantera es alargado, con una extensión frontal de 200 m de ancho aproximadamente, una orientación este-oeste (E-W) y se mantiene en esta dirección con este tipo de roca, observándose en los flancos el aumento de la presencia de estéril (suelo, rocas menos compactas). Esta situación se documentó en el flanco (oeste), con una zona de fallas que limita el cuerpo mineral y la operación minera, con la presencia de pliegues, estratificación y cambios bruscos del buzamiento, con fuerte esquistosidad.

El frente está desarrollado en tres niveles de explotación con orientación de norte-sur (N-S) que abarcan las cotas +104, +92, +86 +80. Recientes estudios geológicos avalan reservas en varias categorías por aproximadamente 7 millones de toneladas.

La cantera cuenta con tres modernas plantas de procesamiento que surten al cliente de macada, gravilla, granito, polvo y arena lavada, además de toda la infraestructura (laboratorio, comedores, almacenes, etc.) y se observa un intenso nivel de actividad, laborando las 24 h. La ubicación de las mismas, y cotas elevadas del terreno, hacen que los vientos predominantes de N-S en la región transporten el polvo generado. Constituye la principal fuente de suministro de varios surtidos de materiales de alta calidad al proyecto de interés nacional del puerto del Mariel.

Cantera Alacranes

La explotación a cielo abierto de este yacimiento se desarrolla sobre calizas duras que ocupan la parte superior del corte litológico. Las rocas presentan agrietamientos y cavernosidades en los estratos, así como un horizonte margoso masivo y agrietado en la parte inferior. El mineral está compuesto por calizas biogénicas detríticas dolomitizadas de color blanco, con gran cantidad de micro y microfósiles. Su génesis bioquímica está representada por dolomita calcárea de grano fino y de color gris claro.

La cantera cuenta con un centro de producción, en el que se obtienen granito, gravilla, polvo y material de relleno. El proceso tecnológico de producción es totalmente mecánico, compuestos por áreas de machaqueo, molida y selección.

Cantera Los Guaos

Se ubica en la provincia de Santiago de Cuba a 5 km al oeste de la ciudad capital. Su explotación comienza en enero de 1978 y se mantiene hasta la actualidad, por lo que lleva 35 años activa. Sus plantas constituyen las principales abastecedoras de áridos en la provincia de Santiago de Cuba.

El yacimiento está dividido en tres zonas de laboreo: Guaos I, cuyas reservas están agotadas; Guaos II, que es el que se explota actualmente; y

Guaos III, en fase de desarrollo. El relieve en la región se puede clasificar como semimontañoso, cuyo origen se relaciona con procesos tectónicos y erosivos. Al este del yacimiento se presentan las cotas más altas con valores de 231 m sobre el nivel del mar. Las cotas mínimas son de 50 m, lo que se aprecia al oeste, donde el relieve es más ondulado.

La red hidrografía la forman los ríos Guaos y Gascón y algunos arroyos. Estos ríos, con una dirección norte-sur, son de carácter intermitente en época de estiaje. La fuerza erosiva de los ríos es limitada debido a la pendiente longitudinal suave que presentan.

El material que se extrae en la cantera es la porfirita de color gris-verdosa, compacta, maciza en muchas partes, con visible agrietamiento natural. La resistencia a la compresión presenta un valor mínimo de 800 kg/cm² y máximo de 1 200 kg/cm², un peso volumétrico entre 2,55 g/cm³ y 2,61 g/cm³, seco y saturado, respectivamente, y una absorción de 2,8 %. El coeficiente de esponjamiento es de 1,5 a 1,8.

3. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

El estudio y caracterización de las seis canteras analizadas evidenció gran diversidad en las variantes de cierre mineros propuestos para las canteras, así como la no observancia de una secuencia lógica de las actividades técnicas requeridas en un cierre, bien sea por desconocimiento de las leyes y normativas vigentes, o por la ausencia de un presupuesto planificado desde el proyecto de explotación. Se reveló, además, dificultades con la planificación y ejecución del cierre por desconocimiento de cómo ejecutarlo por la ausencia de estándares conocidos que detallen cómo proceder en cada caso.

Del análisis de las seis canteras se registraron las siguientes dificultades:

- Deficiente control técnico y manejo de los pasaportes de perforación-voladura, los cuales generan grandes volúmenes de roca sobre medidas y la mala ubicación de las escombreras, inutiliza parte de las reservas.
- Acumulación de pasivos ambientales.
- Explotación desorganizada condicionada por la no existencia de proyectos de explotación que genera una mayor cantidad de huecos y escombreras.
- Generación de fuertes pendientes en los taludes o paredes de la cantera, con un inminente peligro de desprendimiento de bloques gravitacionales.

- Afloramiento del agua subterránea al profundizar demasiado el nivel del piso de las canteras, creando una vía directa de contaminación a este recurso.
- Desconocimiento de un procedimiento o metodología para el cierre de minas y la obligación económico-material del concesionario.
- No existencia de financiamiento destinado a la rehabilitación al no concebirse desde el inicio un proyecto de restauración.

En las imágenes (Figura 3) se muestran frentes de trabajo abandonados en dos de las canteras estudiadas, evidenciándose la ausencia de acciones de rehabilitación, lo que conduce a que los frentes se inunden y no se aproveche íntegramente material ya explotado que queda sumergido bajo las aguas.



Figura 3. Situación actual de los frentes abandonados de las canteras Victoria II (izq) y Cantera Blanca (der).

La Tabla 2 recoge los principales impactos ambientales causados por la explotación minera en estos yacimientos y los factores que son afectados.

Tabla 2. Impactos ambientales producidos por la actividad minera en los yacimientos objeto de estudio

Acción/Actividad	Factores que se afectan	Impacto
Desbroce	Suelo Flora y Fauna Paisaje	Deforestación Alteración de la calidad visual Desplazamiento de la fauna
Destape	Suelo Flora y Fauna	Aumento de los procesos erosivos Remoción de la vegetación Desplazamiento de la fauna
Perforación, carga y voladura	Suelo Flora y Fauna Paisaje Atmósfera Aguas superficiales y subterráneas	Emisión de gases y polvo a la atmósfera Emisión de ruidos y vibraciones Alteración de la calidad del agua
Formación de escombreras	Suelo Paisaje Atmósfera	Aumento de los procesos erosivos Alteración de la calidad visual Emisión de polvo a la atmósfera
Preparación mecánica	Atmósfera Paisaje Agua	Alteración de la calidad visual Emisión de polvo a la atmósfera Emisión de ruidos y vibraciones Obstrucción y encenagamiento del río
Extracción y transporte de material	Atmósfera Paisaje Suelo Agua Flora y Fauna	Emisión de gases y polvo a la atmósfera Emisión de ruidos y vibraciones Alteración de la calidad del agua Alteración del nivel freático

3.1. Procedimiento propuesto

Teniendo en cuenta el ciclo de vida de una cantera y los factores mineros técnicos fundamentales en la explotación de estos recursos, se propone un procedimiento (Figura 4) en seis etapas para la ejecución del cierre de canteras de manera sostenible.

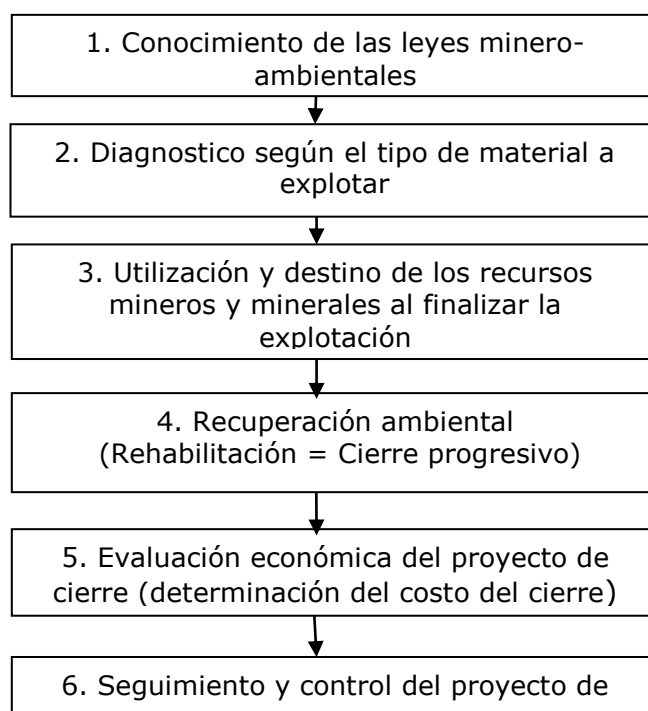


Figura 4. Procedimiento propuesto para el cierre de canteras de materiales de construcción en Cuba.

Etapa 1. Conocimiento de las leyes minero-ambientales:

Es preciso, en primer término, que los concesionarios conozcan las nueve leyes, siete decretos y diez resoluciones que norman y regulan la actividad minero-ambiental vinculada al proceso de cierre, lo cual permitirá un accionar legal para un cierre sostenible.

Etapa 2. Diagnóstico según el tipo de material a explotar:

Se realizará un diagnóstico general de las canteras que permita tener una valoración general de la situación minero-ambiental de cada concesión minera para la futura toma de decisiones respecto al cierre de minas. Los aspectos fundamentales de esta etapa son:

1. Análisis del ciclo de vida de la mina y ubicación de las etapas del cierre.
2. Descripción de las actividades mineras a realizar para la explotación del yacimiento y sus instalaciones mineras.
3. Actualización topográfica, geológica y minera del yacimiento explotado.
4. Medidas de seguridad de la mina y sus instalaciones
5. Evaluación de impacto ambiental.
6. Caracterización de los factores físicos, biológicos, socio-económicos y culturales.

7. Evaluación de riesgos.

Etapa 3. Utilización y destino de los recursos mineros y minerales al finalizar la explotación:

Se hará una propuesta de los elementos fundamentales a tener en cuenta para definir el tratamiento que recibirán los recursos mineros y minerales de las canteras; estos elementos son:

1. Reubicación del personal según su calificación personal y profesión; generalmente se ha obviado este aspecto, uno de los más importantes del cierre (Montero & Salazar 2011).
2. Conservación, desmantelamiento y destino de las instalaciones, equipos y materiales existentes.
3. Determinación del uso futuro del espacio minado.

Etapa 4. Recuperación minero-ambiental de las canteras:

Se plantearán acciones de restauración y rehabilitación de áreas dañadas por la minería, el cierre final y tratamiento a los pasivos ambientales. Los elementos a tener en cuenta en este paso son:

1. Medidas de restauración y rehabilitación del entorno dañado por la actividad minera.
2. Cierre final de la cantera garantizando la estabilidad física, química y biológica, después de las actividades mineras.
3. Descripción de las actividades a realizar en los distintos tipos de cierre.
4. Tratamiento a los pasivos ambientales.

Etapa 5. Evaluación económica del proyecto de cierre:

Se analizarán los factores económicos que permitan determinar el costo del cierre de la cantera; estos son los siguientes:

1. Estudio de mercado (precio y demanda del material)
2. Estudio técnico-económico del cierre de canteras.
3. Cálculo del costo de cierre de canteras.
4. Distribución de los recursos financieros durante las operaciones mineras.

Etapa 6. Seguimiento y control del proceso de cierre:

La última etapa garantizará el chequeo del cumplimiento de las acciones realizadas en las etapas precedentes. Las acciones a realizar son:

1. Monitoreo del tratamiento laboral y salarial dado al personal técnico y profesional que laboraba en las canteras.
2. Monitoreo de la estabilidad física de la cantera.
3. Monitoreo de la estabilidad química.
4. Monitoreo de la estabilidad biológica.
5. Monitoreo de la calidad de las aguas.
6. Control estructural.
7. Mantención de obras.

4. CONCLUSIONES

Se elaboró una propuesta de procedimiento para el cierre de las canteras de materiales para la construcción en Cuba, que tiene como propósito disminuir los impactos ambientales provocados por la explotación de las canteras y ofrecer a la industria un estándar para lograr uniformidad en la planificación y ejecución del cierre con un costo mínimo, asegurando la sostenibilidad de la actividad minera.

5. REFERENCIAS

- CHACÓN, Y. 2012: *Criterios para la ejecución del cierre de minas en el yacimiento Yagrumaje Sur*. Diosdanis Guerrero Almeida (Tutor). Trabajo de diploma. Instituto Superior Minero Metalúrgico. 92 p.
- FUENTES, R. 2013: Procedimiento para el diagnóstico y rehabilitación de canteras de materiales para la construcción. Caso de estudio: cantera La Zamora, Matanzas. Manuel A. Iturralde Vinent y Rafael Martínez Silva (Tutores). Tesis doctoral. Universidad de Pinar del Río. 100 p.
- GUERRERO, D. & FIGUEREDO, O. 2010: Impacto ambiental del método de explotación por cámaras y pilares, aplicado en el yacimiento Las Merceditas de Cuba. En: 1ra Jornada Iberoamericana de la Red Masys. Edit. Ministerio de Industria, Comercio y Trabajo de Córdoba, Ciencia y Tecnología para el Desarrollo Cyted. Memorias. Ayacucho, Perú, 83-98.
- GUERRERO, D.; CHACÓN, Y.; FONSECA, D. & COURT, M. 2014: Metodología para la ejecución de un cierre de minas sustentable. *Minería & Geología* 30(3): 85-103.
- HERNÁNDEZ, A. 2013: Impacto ambiental sobre las aguas subterráneas de la explotación de canteras para la construcción. Taller Sociedad Económica Amigos del País. La Habana, Cuba. 38 p.

- LÓPEZ, J.; ROCAMORA, E.; JAÍMEZ, E.; VALDEZ, G. & CAMPOS, M. 2012: Rehabilitación ambiental en zonas degradadas por la minería. *Revista Informativa Nuestro Pórtico de Calvista* Edición 15(agosto): 10-11. Disponible en: <http://www.boletinformativonuestroportico.com/>
- MONTERO, J. M. & SALAZAR, Y. 2011: La reinserción laboral tras el cierre de minas: una vía para lograr el desarrollo sustentable en la minería. *Minería & Geología* 27(4): 64-87.
- MONTERO-MATOS, J. & OTAÑO-NOGEL, J. 2012: Impacto socioeconómico y ambiental de la creación de un procedimiento para efectuar el cierre de canteras de materiales de construcción. *Revista Caribeña de Ciencias Sociales* noviembre 2012, 8 p. Disponible en: <http://caribeña.eumed.net/impacto-socioeconomico-y-ambiental-de-la-creacion-de-un-procedimiento-para-efectuar-el-cierre-de-canteras-de-materiales-de-construccion-en-cuba/>
- MONTES DE OCA-RISCO, A. & ULLOA-CARCASSÉS M. 2013: Recuperación de áreas dañadas por la minería en la cantera Los Guaos, Santiago de Cuba, Cuba. *Luna Azul* (37): 74-78. Recuperado de <http://lunazul.ucaldas.edu.co/index.php?option=content&task=view&id=846>
- PONCE-SEOANE, N. & DÍAZ-COMESAÑAS, J. 2013: Impactos y pasivos ambientales de la minería a cielo abierto en Cuba y propuestas de soluciones. Taller. IGP. Universidad de La Habana. 20 p. Disponible en: <http://www.iga.cu/noticias/taller-iga-uh.html>.
- RICHARDS, J. 2002: Sustainable Development and the Mineral Industry. *Society of Economic Geologists Newsletter* 48(1): 8-12.

Julio Montero Matos jmmatos@ismm.edu.cu

Especialista en Gestión Ambiental. Profesor Auxiliar. Departamento de Minas. Facultad de Geología y Minería. Instituto Superior Minero Metalúrgico, Moa, Holguín, Cuba,

José Otaño Nogel joseot@ismm.edu.cu

Doctor en Ciencias Técnicas. Profesor Titular. Departamento de Minas. Facultad de Geología y Minería. Instituto Superior Minero Metalúrgico, Moa, Holguín, Cuba.

Diosdanis Guerrero Almeida dguerrero@ismm.edu.cu

Doctor en Ciencias Técnicas. Profesor Titular. Departamento de Minas. Facultad de Geología y Minería. Instituto Superior Minero Metalúrgico, Moa, Holguín, Cuba.