

Optimizing grade-control drillhole spacing with conditional simulation

Adrian Martínez-Vargas

Abstract

This paper summarizes a method to determine the optimum spacing of grade-control drillholes drilled with reverse-circulation. The optimum drillhole spacing was defined as that one whose cost equals the cost of misclassifying ore and waste in selection mining units (SMU). The cost of misclassification of a given drillhole spacing is equal to the cost of processing waste misclassified as ore (Type I error) plus the value of the ore misclassified as waste (Type II error). Type I and Type II errors were deduced by comparing true and estimated grades at SMUs, in relation to a cutoff grade value and assuming free ore selection. True grades at SMUs and grades at drillhole samples were generated with conditional simulations. A set of estimated grades at SMU, one per each drillhole spacing, were generated with ordinary kriging. This method was used to determine the optimum drillhole spacing in a gold deposit. The results showed that the cost of misclassification is sensitive to extreme block values and tend to be overrepresented. Capping SMU's lost values and implementing diggability constraints was recommended to improve calculations of total misclassification costs..

Keywords: drillhole spacing; conditional simulations; grade control.

Optimización del espaciado de los sondajes de control de leyes con simulación condicional

Resumen

El artículo muestra un método para determinar el espaciamiento óptimo de sondajes de control de leyes perforados con circulación inversa. Como criterio de espaciamiento óptimo se tomó aquel cuyo costo iguala el costo de clasificar erróneamente de unidades de selectividad minera (*SMU*, siglas en inglés) en mena y estéril. El costo del error de clasificación, para un determinado espaciamiento entre sondajes, es igual al costo de procesar estéril erróneamente clasificado como mena (error Tipo I) más el valor de la mena clasificada erróneamente como estéril (error Tipo II). Los errores de Tipo I y II se dedujeron comparando los valores reales y estimados de las leyes en las *SMU*, en relación con una ley de corte determinada y asumiendo selección libre de las *SMU* mineralizadas. Los valores reales de las leyes en las *SMU* y en intervalos de muestreo de los sondajes se generaron con simulaciones condicionales. Los valores estimados en las *SMU*, uno para cada espaciamiento entre sondaje, se obtuvieron estimando con krigeage ordinario. El método propuesto fue usado para determinar el espaciamiento óptimo entre sondajes de un yacimiento de oro. Los resultados mostraron que el costo de clasificación errónea puede ser afectado por valores extremos en las *SMU* y tienden a ser sobrevalorados. Se propone usar topes en el valor del error de clasificación en las *SMU* y descartar las *SMU* no minables con el objetivo de reducir la sobrevaluación del valor total del error de clasificación.

Palabras clave: espaciamiento de los sondajes; simulación condicional; control de leyes.

1. INTRODUCTION

Classification of minable material into ore and waste, especially in open pit mining operations, is based on estimated grade in selection mining units (SMU). Estimated grades are obtained with interpolation from grade control drillholes, blast holes and channel data. The set of SMUs with interpolated grade is known as grade control model or short term model.

SMUs with interpolated grade over the cutoff are classified as ore, otherwise are classified as waste. A misclassification of ore and waste will occur if estimated and true grades are different and the cutoff grade is in between them, as shown in Figure 1. The SMU will be misclassified as ore and send to the mill (Type I error) if the true grade is below the cutoff and the estimate grade is over the cutoff (Figure 1). The SMU will be misclassified as waste and dump into waste piles (Type II error) if the true grade is over the cutoff but the estimate grade is below the cutoff (Figure 1).

The amount of misclassification is proportional to the conditional bias and the covariance between true and estimated grades. The percentages of SMU with Type I and II classification errors are not necessarily equal due conditional bias in interpolations, as shown in Figure 1. The best way to minimize misclassification is by reducing the space between grade control drillholes and carefully selecting interpolation parameters.

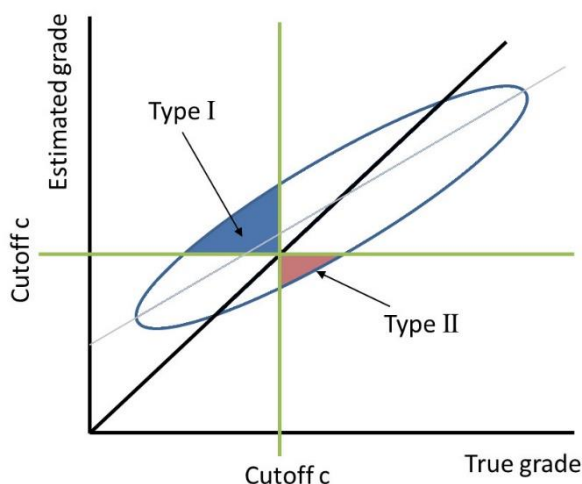


Figure 1. Schematic representation of the scatterplot and correlation between true and estimated grades. The blue line is the correlation ellipse, in gray the actual correlation line showing conditional bias, in green lines the cutoff grade.

The optimum drillhole spacing is a problem investigated by many authors. Two approaches are used nowadays: (a) the drillhole spacing analysis (DHSA) and (b) drillhole spacing optimization with conditional simulations.

The DHSA, as presented by Bertoli and other researchers (2013) and Verly and others (2014), is based on the average kriging variance on SMUs in a mine production period. The DHSA does not provide a direct quantification of the cost of errors, the selection of the optimum spacing is based on an arbitrary percentage of interpolation error. The method can only be used on large areas. Bertoli *et al.* (2013) showed that results obtained with DHSA are similar to those obtained with conditional simulations.

Conditional simulations allow for a more direct estimation of the economic impact of extra drilling. Gorla, Galli & Armstrong (2001) showed an example of the impact of extra drilling on global resources and reserve conversion. Boucher, Dimitrakopoulos & Vargas-Guzmán (2005) proposed a method where different drillhole spacing schemes are assessed with multivariate conditional simulations and economic indicators.

Most research work on drillhole spacing are focused on exploration drillholes, commonly used to build long term resource models. The most common criteria for selection of optimum spacing is the interpolation error required to classify resources into inferred, indicated and measure, as shown by Verly and other researchers (2014). There is not a consensus on the acceptable amount of interpolation error for a given mineral resource category. More tangible spacing criterion, like the cost of misclassification, are inappropriate to test spacing on exploration data because the selection will be based on future data, in other words, based on grade control drillholes.

The most common grade control data in open pit mining operations come from blast holes and grade control reverse circulation (RC) drillholes. RC drillholes provide better sample quality but are more expensive and operationally more complex than blast holes. Incline RC drillholes provide better delineation of ore and waste in deposits with inclined and vertical structures.

This paper summarizes a method to determine the optimum spacing between grade control RC drillholes based on comparisons between misclassification costs and drilling costs.

2. METHODS AND ASSUMPTIONS

Let's assume that grade control samples will be collected from RC drillholes and samples and assays are representative of the style of the mineralization. In this case the optimum drillhole spacing is that one where the cost of drilling equals the cost of misclassifying a selective mining unit V . This can be expressed as shown in equation (1):

$$\text{cost of drilling } (S, m, l) - \text{cost of misclassification } (c, V, RF) = 0 \quad (1)$$

The cost of drilling is a function of the shape of the mineralization (S), the drillhole spacing (l) and the cost of each meter drilled (m). The shape S can be defined as an interpretation of the mineralization, usually represented by 3D wireframes. In practice the cost of drilling is calculated as the sum of lengths of sample intervals within S multiplied per the cost of drilling one unit of length.

The cost of misclassification is a function of the grade cutoff (c), the shape and size of the SMU (V) and the spatial random function describing grades in the interpolation domain (S). The cost of misclassification is calculated as shown in equation (2):

$$\text{cost of misclassification} = \text{cost of Type I error} + \text{cost of Type II error} \quad (2)$$

Where: *cost of Type I error* is the cost sending waste to the mill and *cost of Type II error* is the cost of sending ore to waste piles and are calculated as show in equations (3) and (4):

$$\text{cost of Type I error} = 1_{\text{type I error}}(\text{block value} - \text{mining cost} - \text{procesing cost}) \quad (3)$$

$$\text{cost of Type II error} = 1_{\text{type II error}}(-\text{block value} - \text{mining cost} - \text{procesing cost}) \quad (4)$$

Where:

$$\text{block value} = \text{true grade} * \text{tonnage} * \text{unit price} * \text{recovery}$$

$$1_{\text{type I error}} = \begin{cases} 1 & \text{if estimate grade} > c \text{ and true grade} < c \\ 0 & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$1_{\text{type II error}} = \begin{cases} 1 & \text{if estimate grade} < c \text{ and true grade} > c \\ 0 & \text{otherwise} \end{cases}$$

Note that the estimation errors only impact the values of the indicator functions of type I and type II classification errors. If grades are interpolated with ordinary kriging the interpolation errors depend on the random function model described by the variogram, drillhole spacing and SMU size, as explained by Chilès & Delfiner (2009). The interpolation errors may also depend on kriging plan and sample centroid locations.

To optimize drillhole spacing we need to obtain SMU's true and estimated grades, the other cost variables in equations (2), (3) and (4) are assumed known and deterministic. True and estimated grades can be obtained using a simulation approach, as explained by Journel & Kyriakidis (2004).

The algorithm proposed to optimize drillhole spacing is as follow:

1. Obtain true and estimated grades on SMUs:
 - a. Simulate in a fine grid realistic realizations of the deposit using simulations conditioned with exploration drillhole data.
 - b. Reblock the fine grid to obtain true grades with SMU support.
 - c. Define RC drillhole paths at different spacing and resample from simulations in fine grid to generate RC sample intervals with simulated grades.
 - d. Estimate using grades on RC drillholes at different spacing to obtain SMU's estimated grades.
2. Evaluate equations (2), (3) and (4):
 - a. Calculate type I and II errors and the cost of misclassification at different drillhole spacing.
 - b. Calculate the cost of RC drilling at different spacing.
 - c. Plot the total cost of drilling and cost of misclassification and define the optimum spacing.

This algorithm assumes free selection of ore and waste, which may be prohibitive for very small SMUs and isolated ore SMUs.

It is important to consider different simulation scenarios to assess variations in misclassification costs. For example, realizations generated with sequential Gaussian simulation (SGS) will show less connectivity between extreme grades and more spatial disorder than sequential indicator simulations (SIS) due to the maximum entropy property of SGS, as shown by Larrondo (2003). For this reason, SGS simulations will show higher cost of misclassification than SIS. Another way to assess variation is by using alternative geological interpretations as simulation domains (S).

3. DETERMINING THE OPTIMUM DRILLHOLE SPACING IN A GOLD DEPOSIT RESULTADOS Y DISCUSIÓN

As a case of study a well-informed domain of a gold deposit was selected. The exploration drillhole data used for simulations was in a 5 m by 10 m spacing grid. A total of six realizations were simulated, three using SGS and three with SIS. These simulations were generated in a 1m by 1m by 1m grid and validated using visual comparisons, QQ plots and variogram comparisons between gold grades at exploration drillholes and simulated gold grades.

RC drillholes were "drilled" into a fine grid, dipping 60° toward East. Nine drillhole spacing were considered: 5 m, 7 m, 9 m, 12 m, 16 m, 20 m, 30 m,

40 m and 50 m. The drillhole collars were equally spaced and arranged into a grid oriented to North. Gold grades corresponding to each one of the six simulations were migrated to RC drilling holes samples collected every 1,15 m.

The fine grid was reblocked to 5 m by 5 m by 5 m and 10 m by 10 m by 5 m blocks to generate true grades in two different SMU supports. Estimated grades corresponding to each simulation were obtained with ordinary block kriging on SMUs, using five samples of the four nearest drillhole and a variogram model defined by a nugget with 50 % of the total sill and one exponential structure with ranges (35, 50, 15) along directions¹ -65 --> 270,00 --> 180 and 25 --> 270.

Type I and II classification errors were calculated for a cutoff $c = 1,0$ g/t. The cost of misclassification was calculated using metallurgical recovery equal to one, mining cost equal to 10 USD/t, processing cost equal to 20 USD/t, constant density equal to 2,7 t/m³. The cost of drilling was calculated by adding all sample intervals lengths inside the wireframe, using a nominal drilling cost of 90 USD/m. The reference gold value used was 900 USD/oz troy.

Conditional simulations and its validations were generated with the Snowden's software Supervisor version 7x. Interpolations with kriging and other calculations were with PyGSLIB version 0.0.0.3.8.4 (Martínez-Vargas 2016) and python scripts.

4. RESULTS

Realizations simulated with SIS showed more connectivity between high grade points than realizations simulated with SGS, as shown in Figure 2. In this case of study the difference between global interpolation errors obtained with SIS and SGS was small, as shown in Figure 3, probably due to the tight spacing of the exploration drillhole data used to generate simulations.

The estimation error increases with drillhole spacing and the average error departs from zero from 20m drillhole spacing to wider spacing (Figure 3). Interpolation errors and the economic impact of classification errors became erratic after 20 m drillhole spacing (Figure 3, Figure 4 and Figure 5), this could be use for exploration drillhole spacing analysis.

Figure 4 show a comparison of drilling costs and misclassification costs in 5 m by 5 m by 5 m SMUs and 10 m by 10 m by 5 m SMUs. In both cases the optimum drillhole spacing would be between 5 m and 7 m.

¹ The notation is (dip angle --> azimuth direction).

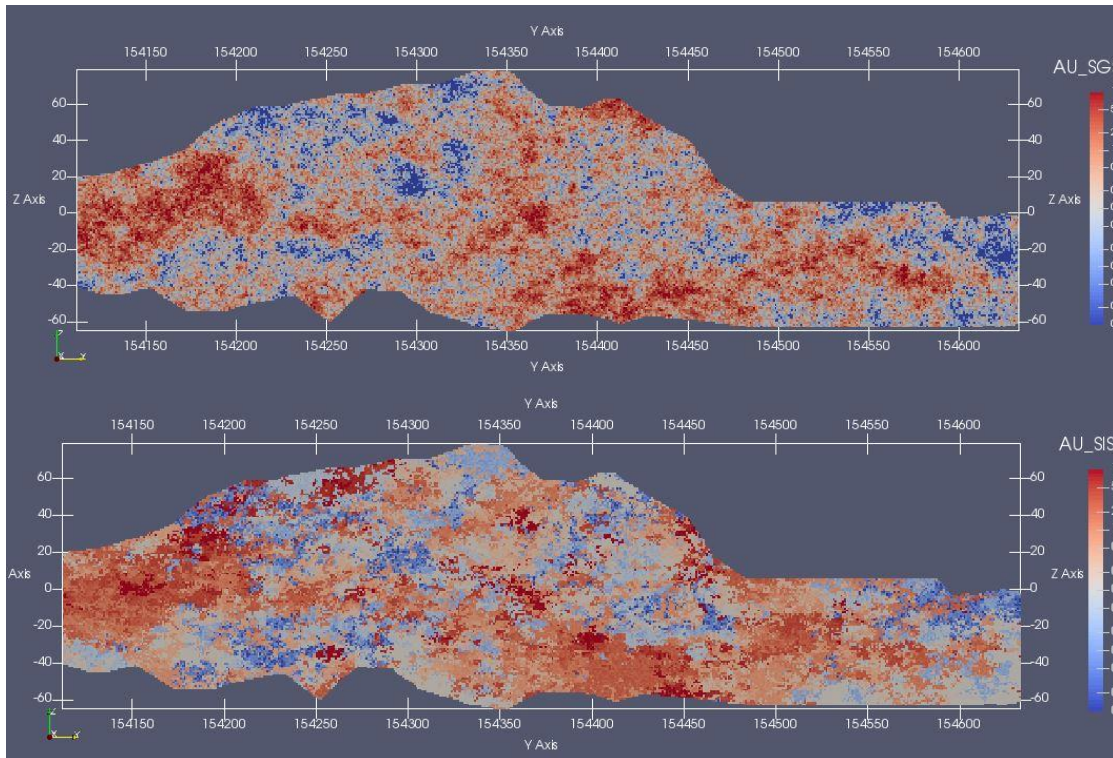


Figure 2. North-South section showing the first realization simulated with SGS (top) and with SIS (bottom).

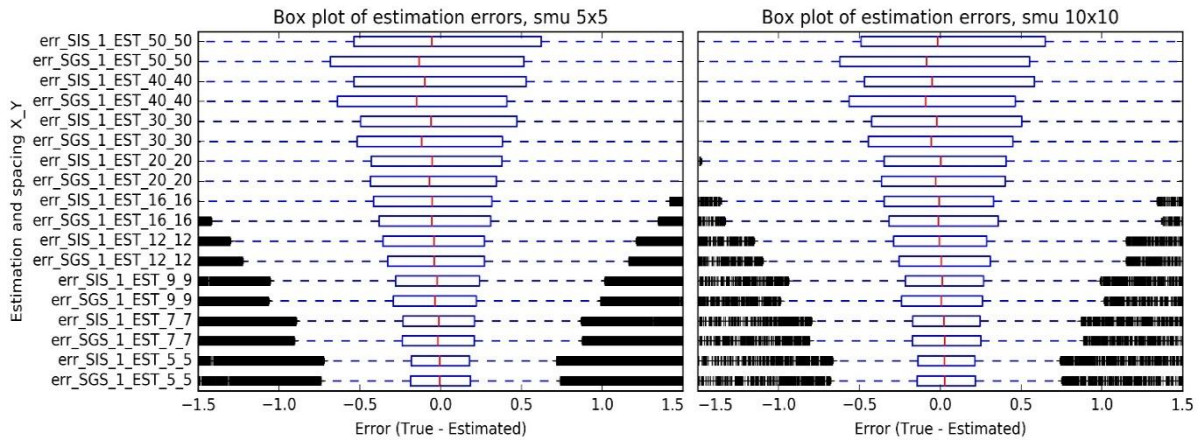


Figure 3. Box plots of interpolation errors with SMU support.

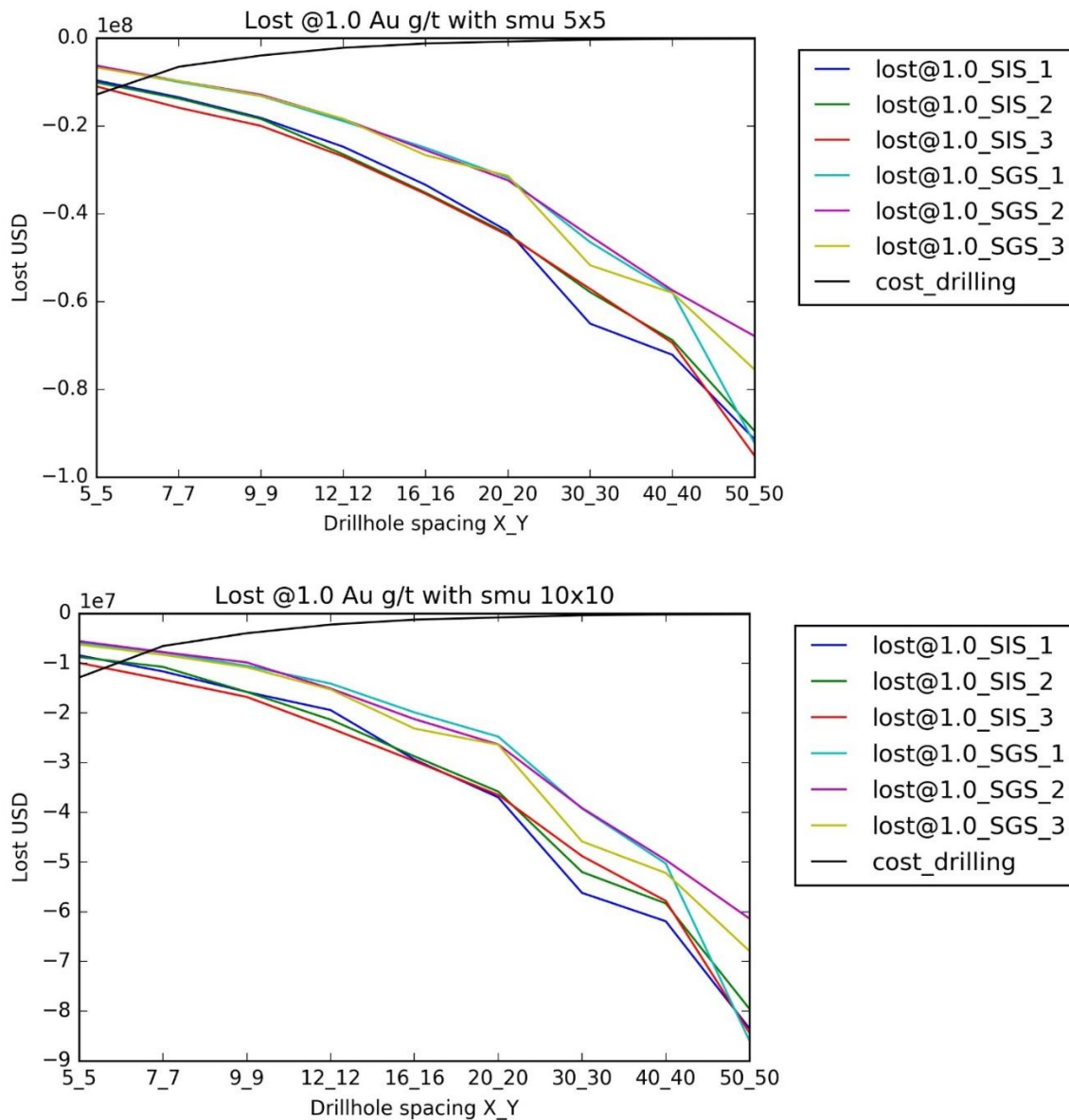


Figure 4. Lost values due to misclassification in 5 m by 5 m by 5 m SMUs (top) and 10 m by 10 m by 5 m SMUs (bottom).

4.1. Extra considerations

For a lower cost of drilling the optimum spacing may be too tight and operationally impossible to drill, in this case it is possible to use as reference the cost of misclassifying ore as waste and the cost of misclassifying waste as ore individually, as shown in Figure 5.

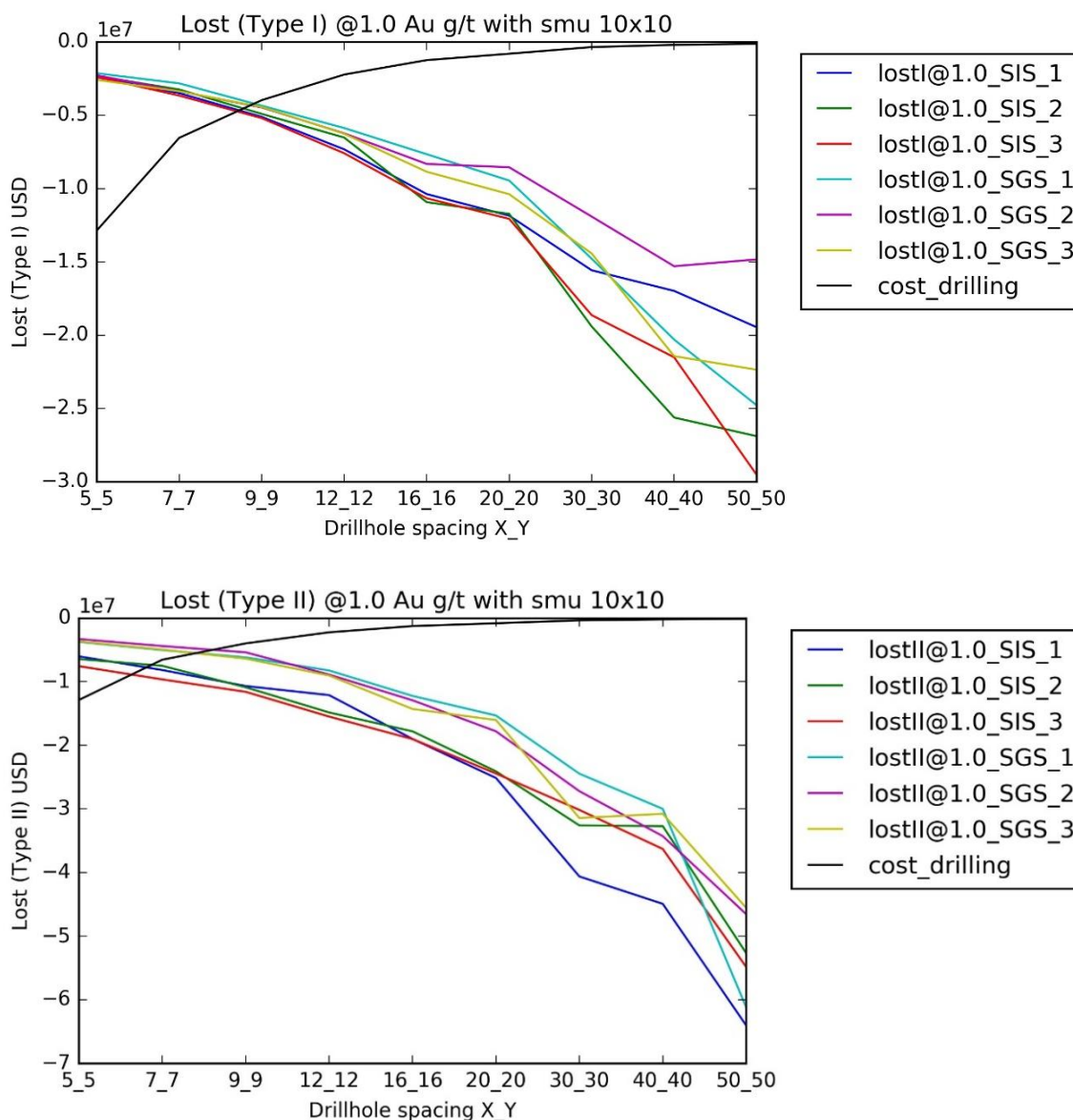


Figure 5. Lost value due to waste misclassified as ore (top) and lost value due to ore misclassified as waste (bottom) in 10 m by 10 m by 5 m SMUs.

In gold deposits, where a concentration of few grams per tone represent a very high value, few SMUs may increase considerably the total lost value. One way to avoid these extreme values is by capping the lost value to a maximum, for example, Figure 6 shows the drillhole optimisation for 10 m by 10 m by 5 m SMU with capping on lost value to -10 000 USD, which is equivalent to an interpolation error of $\pm 0,25$ g/t².

A more elaborated solution would be using dig lines generated with SMU's true grades and calculating lost values only in misclassified blocks laying along dig lines contacts. An intermediate solution would be imposing

² Calculated as $10\,000\text{ USD} / (10\text{ m} * 10\text{ m} * 5\text{ m} * 2,7\text{ t/m}^3 * 900\text{ USD/oz} * 0,0321507\text{ oz/g}) \sim 0,25\text{ g/t}$.

diggability constraints to exclude non-minable SMUS from total lost value calculations, for example, isolated ore SMU within waste SMUs or vice versa.

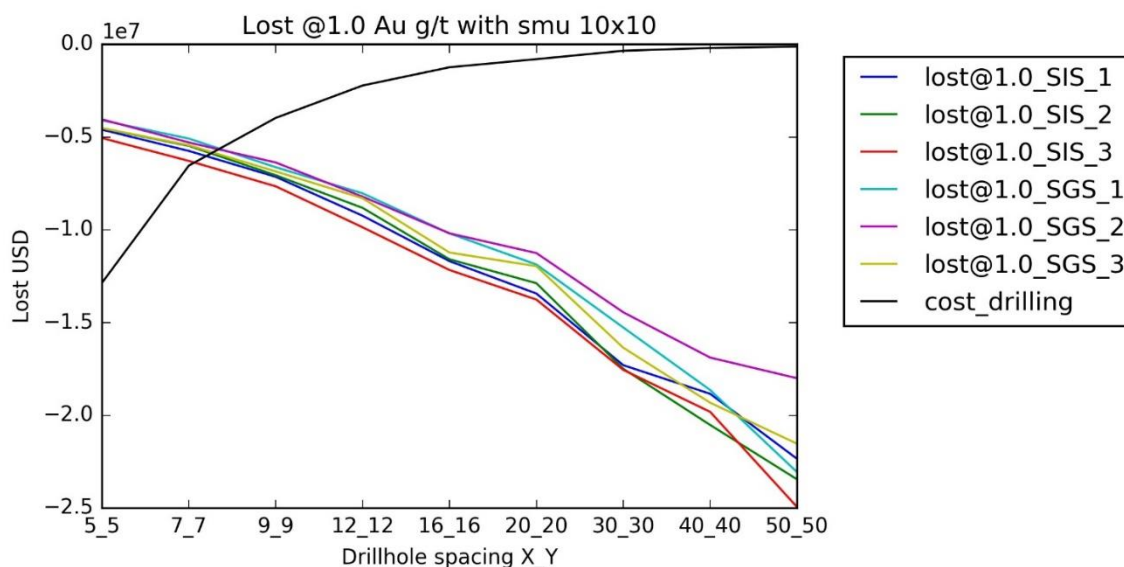


Figure 6. Lost value due to misclassification in 10 m by 10 m by 5 m SMUs with lost value capped to -10 000 USD.

5. CONCLUSIONS

- Comparisons of drilling costs with misclassification costs provide an economic criterion to determine the optimum spacing between grade control drillhole drilled with reversed circulation. The method is only valid if free selection assumption is appropriated and it tends to overstate misclassification cost.
- Under certain circumstances, for example, in presence of commodities with extreme value and low concentration, like gold deposits, it is important to select reasonable large SMUs and minimize the impact of extremely large errors and lost values. It is also important to consider different simulation scenarios to assess variation on results.
- It is recommended to investigate options to impose diggability constraints on ore-waste selection to reduce the overestimation of misclassification costs, including:
 - a. calculate lost values using only blocks misclassified along dig lines contacts.
 - b. use connectivity parameters to exclude non-minable SMUs from total lost value calculations.

6. REFERENCES

- BERTOLI, O.; PAUL, A.; CASLEY, Z. & DUNN, D. 2013: Geostatistical drillhole spacing analysis for coal resource classification in the Bowen Basin, Queensland. *International Journal of Coal Geology* 112: 107–113.
- BOUCHER, A.; DIMITRAKOPOULOS, R. & VARGAS-GUZMÁN, J. A. 2005: Joint Simulations, Optimal Drillhole Spacing and the Role of the Stockpile. In: *Geostatistics Banff 2004* [online]. Dordrecht: Springer Netherlands. p. 35–44. [Accessed 16 November 2016].
- CHILÈS, J. P. & DELFINER, P. 2009: *Geostatistics: Modeling Spatial Uncertainty* [online]. Wiley. Wiley Series in Probability and Statistics.
- GORIA, S.; GALLI, A. & ARMSTRONG, M. 2001: Quantifying the impact of additional drilling on an openpit gold project. In: *2001 annual conference of the International Association for Mathematical Geology*. Cancun, Mexico.
- JOURNAL, A. G. & KYRIAKIDIS, P. C. 2004: *Evaluation of Mineral Reserves: A Simulation Approach*. Oxford University Press. Applied Geostatistics.
- LARRONDO, P. 2003: *Entropy of Gaussian Random Functions and Consequences in Geostatistics* [online]. Department of Civil & Environmental Engineering University of Alberta. CCG Annual Report. Available in: <http://www.ccgalberta.com/ccgresources/report05/2003-129-entropy.pdf>
- MARTÍNEZ-VARGAS, A. 2016: *PyGSLIB* [online]. Python 2.7 package. Opengeostat Consulting. Available in: <https://github.com/opengeostat/pygslib>
- VERLY, G.; POSTOLSKI, T. & PARKER, H. M. 2014: Assessing Uncertainty with Drill Hole Spacing Studies–Applications to Mineral Resources. In: *Orebody Modelling and Strategic Mine Planning Symposium 2014*. Australasian Institute of Mining and Metallurgy. Perth, Australia, 24-26 November.

Adrian Martínez-Vargas. adrian.martinez@opengeostat.com
PhD in Geological Sciences. Principal Consultant.
Opengeostat Consulting,
Vancouver, Canada.

Métodos geológicos y geomorfológicos para la exploración petrolera en la región centro-oriental de Cuba

Lourdes Jiménez-de la Fuente
Ramón Cruz-Toledo
Yusneurys Pérez-Martínez
Carlos Valdivia-Tabares
Osvaldo Rodríguez-Moran
María V. Pérez-Peña

Resumen

Las provincias de Las Tunas y Holguín poseen potencialidades gasopetrolíferas aún no descubiertas en su totalidad, por lo que se realizó una evaluación para determinar áreas perspectivas para la exploración de hidrocarburos, basados en métodos geológicos y geomorfológicos y con el apoyo de métodos geofísicos. La presencia de numerosas manifestaciones de petróleo en superficie y los reportes de gas de los pozos petroleros constituyen elementos suficientes para pensar en la presencia de un sistema petrolera activo en la región. El análisis está soportado por la información que brinda el mapa de geología de superficie a escala 1:100000, las imágenes de satélite y de radar, la información de manifestaciones superficiales de hidrocarburos, de los pozos perforados, trabajos de campo recientes y resultados de las interpretaciones geofísicas. Como principal resultado fueron determinadas dos áreas para la exploración de petróleo: la más perspectiva es el área de Maniabón-La Farola y la segunda, el área al norte del pozo Picanes 1x. Se comprueba la marcada influencia de los procesos neotectónicos en la primera área, pudiéndose delimitar elementos del sistema petrolero mediante los métodos geológico-geomorfológicos.

Palabras clave: exploración de petróleo; hidrocarburos; potencial gasopetrolífero; geofísica; geomorfología; interpretación de datos.

Geological and geomorphological methods for petroleum prospection in the center and west of Cuba

Abstract

The provinces of Holguin and Las Tunas have potential gas and oil resources which have not yet been fully discovered. Therefore, an assessment is completed to identify potential areas for hydrocarbon prospection based on the geological and geomorphological methods and supported by geophysical methods. Numerous proofs of the existence of oils in the surface and gas being reported in the petroleum wells are sufficient elements to think that there is an active petroleum system in the area. The analysis is supported by information given on the geological surface maps on scale of 1:100 000, satellite and radar images, information of surface occurrence of hydrocarbons, drilled wells and recent field work and geophysical interpretation results. The main results include the identification of two areas for petroleum exploration: the Maniabón-La Farola is identified as the most potential area and the second one is to the north of the Picanes well 1x. Neotectonic processes are identified to have a strong influence on the first area, which allowed delimitating petroleum system elements through geological and geomorphological methods.

Keywords: petroleum exploration; hydrocarbons; gas and oil potential; geophysics; geomorphology; data interpretation.

1. INTRODUCCIÓN

El área de estudio se encuentra ubicada en la región centro-oriental de Cuba y comprende las provincias de Las Tunas y Holguín. La historia petrolera de esta zona se remonta a los años de la colonia cuando los españoles utilizaban las chapapoterías de Maniabón para conservar las embarcaciones. Se asume que fue en la región de Maniabón, provincia de Las Tunas, ya que no se conocen otros lugares donde los salideros de asfalto acumulen volúmenes suficientes para calafatear navíos (Linares *et al.* 2011). Hasta la actualidad se han realizado diversos estudios enfocados en la búsqueda de hidrocarburos, sin embargo, no se ha comprobado la presencia de ningún yacimiento, pero se espera que los escenarios de las Unidades Tectono-estratigráficas (UTES) Camajuaní y Placetás, reconocidos en la Franja Norte de Crudos Pesados (FNCP) y asociados a los principales yacimientos de nuestro país, deban estar en profundidad.

La aplicación de los métodos geológicos y geomorfológicos en la exploración de petróleo y gas en Cuba es una vía alternativa que orienta la búsqueda de áreas perspectivas. A partir de la década del 90 del siglo pasado se aplica un conjunto de métodos geomorfológicos a la búsqueda de petróleo, a escala 1:250000, cubriendo prácticamente todo el territorio nacional, lo que permitió asociar elementos estructurales en superficie con elementos del sistema petrolero (Álvarez *et al.* 2001). Por tanto, se estará en condiciones de proponer nuevas áreas perspectivas para la exploración de hidrocarburos en las provincias de Las Tunas y Holguín si la interpretación geológica y geomorfológica aportara estructuras favorables para la prospección de petróleo y gas.

Las investigaciones geomorfológicas constituyen el primer paso que se debe seguir en la actividad exploratoria, aunque por sí solas no son suficientes para conocer con exactitud las condiciones petroleras de alguna región, es por esto que se deben integrar con otros métodos, principalmente los geofísicos. El objetivo fundamental de este trabajo es la evaluación geológica-geomorfológica de la región centro-oriental de Cuba, para determinar zonas favorables hacia dónde dirigir la exploración petrolera.

2. MATERIALES Y MÉTODOS

Se utilizó el mapa geológico a escala 1:100000, la escena p012 r045 del Landsat 7 ETM y la imagen radar del *Shuttle Radar Topographic Mission* (SRTM) correspondiente al área. Para la confección de los índices morfométricos se utilizó la información hipsométrica extraída del MDT, las cartas topográficas a escala 1:50000 y la base topográfica a escala 1:250000.

La red de drenaje se obtuvo a partir de las cartas topográficas 1:50000 para la interpretación geomorfológica cualitativa. El método cualitativo del drenaje es por excelencia el aplicable para la interpretación geomorfológica estructural, se basa en la relación existente entre la red de drenaje, la estructura geológica y los tipos de litologías (Cruz 2008). Entre los métodos geomorfológicos cuantitativos utilizados se encuentran la disección vertical, cuyo principio se basa en las diferencias de cotas máximas y mínimas por unidad de área (Lamadrid & Horta 1979). Para la interpretación tectónica de las morfoisohipsas se analizaron tres generalizaciones a partir del relieve actual. En general, estos dos métodos representan muy bien la influencia de la Neotectónica y, en el caso de las morfoisohipsas, permite, además, identificar estructuras geológicas elevadas y zonas de fallas, ya que en su análisis se desprecia la influencia de la erosión externa (Jiménez 2015).

Los productos satelitales permitieron la identificación de litomorfoestructuras y lineamientos. Se utilizó la combinación RGB 742 del Landsat 7 ETM, que es ampliamente utilizada en geología, sobre todo para determinar zonas de diferentes litologías (Chuvieco 1995). El procesamiento consistió en la transformación del sistema RGB al IHS (Intensidad, Tono, Saturación), reemplazando el canal Intensidad con la información del MDT (Arismendi 2010).

La interpretación se completó con el esquema morfoestructural, donde se generalizaron los resultados de las interpretaciones geomorfológicas y se incorporó la información geológica de pozos, manifestaciones superficiales de hidrocarburo, geología de superficie e información de trabajos de campo. Para complementar los resultados de la interpretación geólogo-geomorfológica se utilizó el mapa estructural por el tope inferido de las secuencias carbonatadas de tipo UTEs Placetas-Camajuaní, obtenido a partir del procesamiento de los datos sísmicos de la adquisición Cubacán 1997, a escala 1:50000.

La interpretación partió de un análisis regional que abarcó las provincias de Las Tunas y Holguín, a una escala de trabajo de 1:250000, a partir del cual se identificaron zonas que resultaron más perspectivas para la exploración petrolera, en las que se trabajó a un detalle de 1:50000.

La geomorfología aplicada a la búsqueda de petróleo y gas en Cuba tiene su principio en el reconocimiento de áreas favorables o perspectivas para orientar la exploración y apunta a aquellas en las que se determina la presencia de estructuras geomorfológicas positivas y se conjugan lineamientos de dirección NE-SW, que se asocia al postorogénico y que se relaciona con las vías de migración y NW-SE, vinculadas a la etapa

orogénica, que se debe a la formación de los plegamientos y cabalgamientos (Álvarez *et al.* 2001).

3. RESULTADOS

La interpretación geomorfológica regional estuvo basada fundamentalmente en el método cualitativo del drenaje y en la interpretación estructural del MDT. Se analizó la red de drenaje a escala 1:250000, donde se determinaron sistemas subordinados a las principales fallas transcurrentes regionales de dirección NE-SW, ubicados en su mayoría en la parte occidental de la región. Hacia la parte oriental se desarrollan direcciones NW-SE asociadas a los procesos compresivos, así como direcciones latitudinales determinadas por la colisión contra la plataforma carbonatada. Se delimitó un parteaguas principal o divisoria de las aguas, que constituye un límite que divide la región en dos áreas: norte y sur.

Se diferenciaron dos áreas con diferentes grados de perspectiva, consideradas con las de mejores condiciones para la ocurrencia de hidrocarburos: Área A, que se encuentra al NW en el bloque 17 (Figura 1), provincia de Las Tunas. Esta se justifica por la presencia de condiciones geomorfológicas favorables, principalmente en la zona de Maniabón-La Farola: disminución de los espesores de la UTE Zaza en esta misma área (según la información geológica de los pozos), concentración de manifestaciones superficiales activas de hidrocarburos en rocas no productoras y manifestaciones de petróleo en los pozos petroleros Fortaleza y Templanza y de gas en el Picanes 1X.

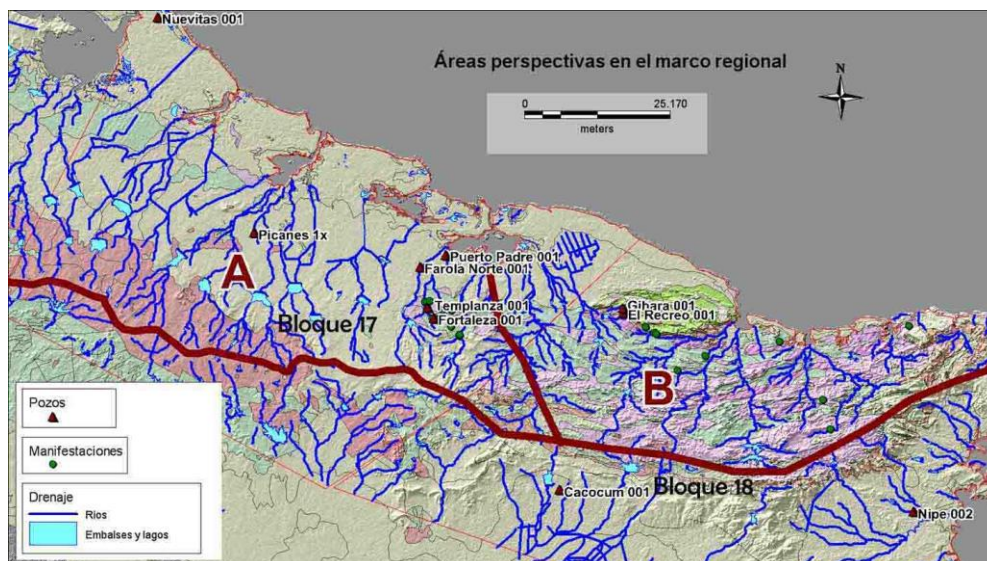


Figura 1. Mapa con las áreas resultantes del análisis regional. Se diferenciaron áreas con diferentes características geológicas, geomorfológicas y petroleras, definiéndose como la más favorable para la ocurrencia de hidrocarburos el área A.

A partir de este análisis regional se realizó un estudio más detallado del área más perspectiva. Mediante el método cualitativo del drenaje se determinó que hacia la parte nororiental de la provincia se conjugan elementos geomorfológicos favorables; se reconoce una anomalía geomorfológica que se interpretó como una estructura levantada y las direcciones estructurales NW-SE y NE-SW como posibles trampas y vías de migración, respectivamente (área de Maniabón-La Farola). Esta interpretación fue corroborada por teledetección, donde se interpretaron alturas medias y litomorfoestructuras que coinciden con unidades geológicas representadas en el mapa geológico.

A partir del método de disección vertical se definió que la zona N-NE presenta valores que sobrepasan los 40 m/km² y el gradiente de la disección se hace más abrupto con respecto al resto de la región.

La interpretación de las morfoisohipsas aportó la evolución tectónica, que demuestra la existencia de una zona elevada o escalón geomorfológico, donde se concentran las mayores alturas ubicadas en la parte N-NE, cerca del poblado de Maniabón. Se comprobó la presencia de direcciones estructurales determinadas por inflexiones en las isohipsas en el sentido del aumento de valor, que pueden coincidir con fallas geológicas, fundamentalmente en la dirección noroeste.

Con base en la superposición de los métodos geomorfológicos aplicados se confeccionó el esquema morfotectónico a escala 1:50000, que señala que las mejores condiciones para enfocar la exploración petrolera se encuentran hacia la zona de Maniabón-La Farola (área A), tal como se muestra en la Figura 2.

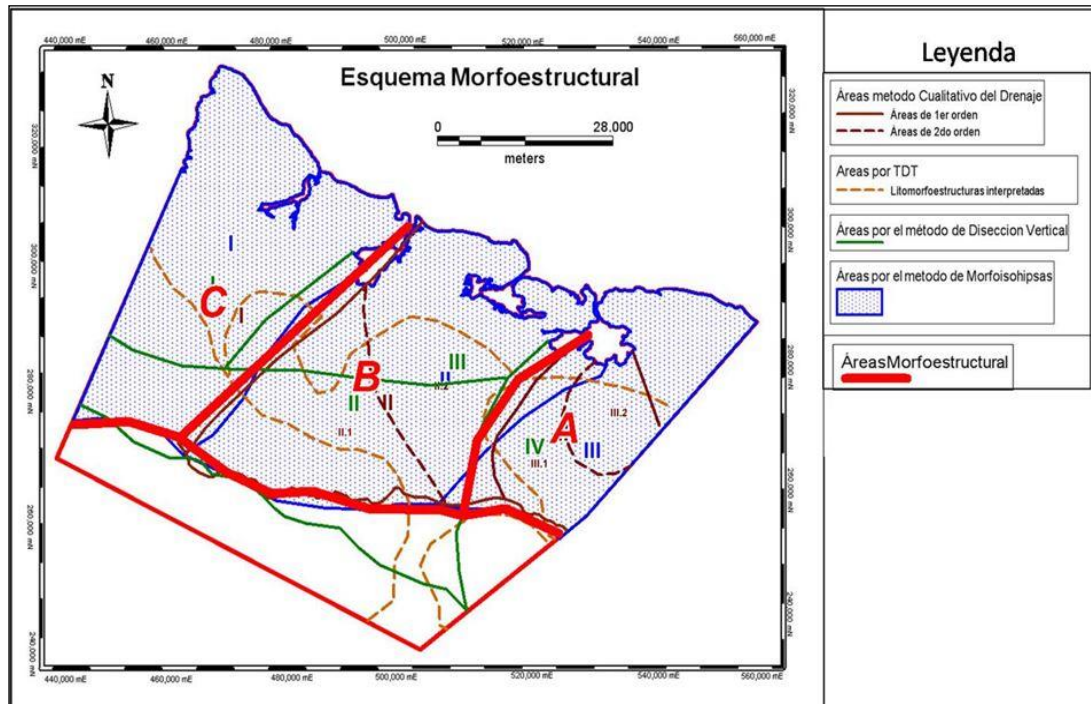


Figura 2. Esquema morfoestructural confeccionado mediante la integración de los métodos geomorfológicos cualitativos y cuantitativos. Se define el área de Maniabón-La Farola (A) como de mayor interés petrolero.

4. DISCUSIÓN

En el contexto regional la característica principal de las unidades geológicas es que hacia la provincia de Holguín se acomodan, bordeando la Sierra de Gibara y las unidades de UTE Zaza se presentan en modo de bandas alargadas y estrechas que adoptan la forma del promontorio carbonatado, lo que evidencia la fuerte compresión a la que estuvieron sometidas (Pérez *et al.* 2013).

La delimitación del parteaguas principal corrobora esta afirmación al observarse que su dirección se acerca a la línea de costa hacia el este, señalando una mayor compresión para la parte oriental. Este hecho supone que las estructuras presentes, principalmente en la provincia de Las Tunas, sean de mayor interés exploratorio. Como dato complementario se reconoce la existencia del Mínimo Norte Cubano, según análisis de anomalías de Bouguer, lo que se relaciona con la ocurrencia de los carbonatos del margen continental, cuya importancia exploratoria radica en que es el único elemento geofísico que permite correlacionar directamente el área petrolera fundamental del país, la FNCP, con los sectores de búsqueda de Cuba centro-oriental (Valdivia *et al.* 2015).

La configuración del mínimo gravimétrico demuestra un estrechamiento hacia la provincia de Holguín, lo que corrobora la disminución de espesores

de las unidades del margen continental y, por tanto, una reducción del área de exploratoria. Estas evidencias colocan a la provincia de Las Tunas como una zona de mayor perspectiva petrolera, con especial atención en el área de Maniabón-La Farola.

Como principal demostración de, al menos un sistema petrolero activo en la región, está la presencia de emanaciones superficiales de hidrocarburos. Estas corresponden fundamentalmente con los petróleos de las familias III y, en algunos casos, mezclas de las familias I y III. Hacia la zona de Maniabón y La Anguila se concentra la mayor cantidad de manifestaciones superficiales y se comprobó que continúan los procesos de migraciones a la superficie.

La geología de esta área está caracterizada por afloramientos de rocas del Arco Volcánico Cretácico (Fm. Iberia), Asociación Ofiolítica y depósitos postorogénicos (Fm. Vázquez), por lo que se espera en profundidad la presencia de rocas de la UTE Placetas (aunque no se descarta la posible presencia de rocas de la UTE Camajuani), que pueden constituir las rocas madres del área.

Los pozos petroleros Templanza y Fortaleza, localizados en el área, fueron productores de petróleo de profundidades someras. Ubicado al oeste de esta área se encuentra el pozo Picanes 1x, que no alcanzó los carbonatos por debajo de las ofiolitas; sin embargo, reportó importantes manifestaciones de gas a una profundidad mayor de 2 000 m, lo cual muestra la existencia de un sistema petrolero activo a mayor profundidad (López *et al.* 2010).

En la interpretación del esquema morfoestructural se evidencia un entrecruzamiento de las direcciones NW-NE y NE-NW en los sistemas de lineamientos hacia el área Maniabón-La Farola. Estos sistemas coinciden con la mayor parte de las manifestaciones superficiales de hidrocarburos, las que se asocian a migraciones desde estructuras cargadas ubicadas en el subsuelo (Figura 3).

Hacia el oeste, en los sistemas interpretados por geomorfología, predomina la dirección NE-NW y se revelan posibles estructuras elevadas determinadas por la interpretación de los parteaguas. La no presencia de manifestaciones superficiales de petróleo y los elevados valores de gas en el pozo Picanes 1x indican que la profundidad a la que se encuentran las estructuras y rocas madres es mucho mayor, donde probablemente se producirían procesos de sobremaduración del petróleo.



Figura 3. Esquema morfoestructural integrado con la geología de superficie (izquierda), donde se evidencia la relación espacial de los sistemas de lineamientos con las manifestaciones superficiales de petróleo. Puntos dentro del área que demuestran la ocurrencia de abundantes emanaciones activas (derecha abajo). Nótese la relación de la zona de falla con las manifestaciones de petróleo (derecha arriba).

El área se encuentra dentro del bloque horst Camagüey (de primer orden), donde han predominado los levantamientos verticales ascendentes siendo frecuentes los afloramientos del substrato plegado (Iturralde-Vinent 2012). Mediante la interpretación conjunta de las morfoisohipsas y la disección vertical se pudieron identificar ejes de levantamiento, que al sur coinciden con una estructura elevada que se asocia al parteaguas regional y al NE a las alturas de Maniabón.

Estos ejes de levantamiento están separados por la falla Baconao, que se clasifica como una de las fallas activas para el territorio nacional y que presenta una combinación de fallamiento inverso y desplazamiento dextral (Cotilla & Córdova 2010), la que es interpretada principalmente por el método de las morfoisohipsas.

La estructuración neotectónica en bloques es otro elemento a tener en cuenta para diferenciar zonas que, desde una perspectiva petrolera, pudieran ser más favorables, definiendo en este caso, el área de Maniabón, donde han influido en el levantamiento de la zona, propiciando un menor enterramiento de las estructuras gasopetrolíferas y menores espesores de las unidades de la UTE Zaza.

Al aplicar varios atributos que se enfocan en las frecuencias sísmicas y su combinación con otros considerados estratigráficos, y siguiendo la tesis de que la frecuencia de los carbonatos y ofiolitas son totalmente diferentes, se pudo comprobar que existe una división en cuanto al cuadro sísmico, que permite separar dos paquetes del corte: el inferior fue asociado a los carbonatos del margen continental y el superior al terreno Zaza (Valdivia *et al.* 2015).

La interpretación sísmica permitió determinar hacia el área de Maniabón-La Farola un alto estructural asociado a un levantamiento de las unidades de margen continental (Figura 4). Sobre esta estructura se concentran las principales manifestaciones del área y las zonas de mayor densidad de lineamientos. La coincidencia espacial de estos sistemas alienados con las manifestaciones de petróleo activas en superficie permite suponer que los lineamientos son la expresión en el relieve de fallas que constituyen las vías de migración actuales del petróleo.

Hacia el oeste, en la zona donde se encuentra el Picanes 1x, se observa otro alto estructural de mayor profundidad por el horizonte inferido de las secuencias carbonatadas, lo que es coherente con los reportes de gas en este pozo.

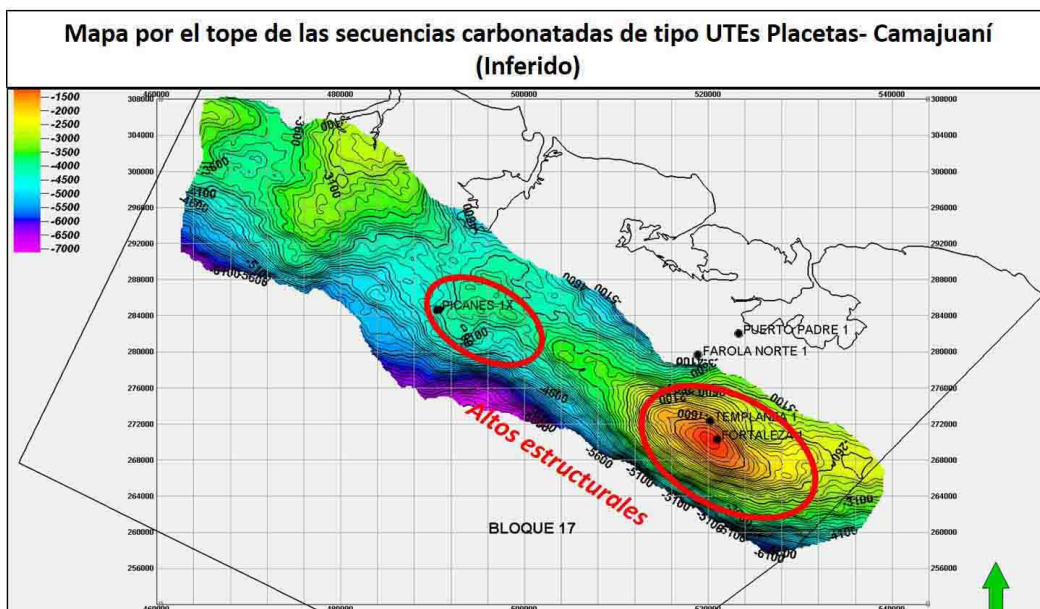


Figura 4. Mapa por el tope de las secuencias carbonatadas Camajuaní-Placetas donde se evidencian los altos estructurales. Nótese la localización de los pozos petroleros Templanza y Fortaleza sobre la estructura Maniabón. Al oeste se localiza el pozo Picanes 1x cercano a otra estructura con mayor profundidad.

Los criterios petrolero, tales como las manifestaciones de petróleo en superficie, altos estructurales por los horizontes correspondientes a las

secuencias carbonatas, así como indicadores geólogo-geomorfológicos favorables en superficie e importante influencia de los procesos neotectónicos, definen el área de Maniabón-La Farola como la de mayor interés exploratorio. En segundo orden de perspectiva se ubica el área del pozo Picanes 1x, donde los reportes de gas confirman la existencia de un sistema petrolero; se identifica una estructura por las secuencias del margen continental pero cubiertas por espesores considerables de las unidades de la UTE Zaza, lo que aumenta el riesgo exploratorio (Figura 5).

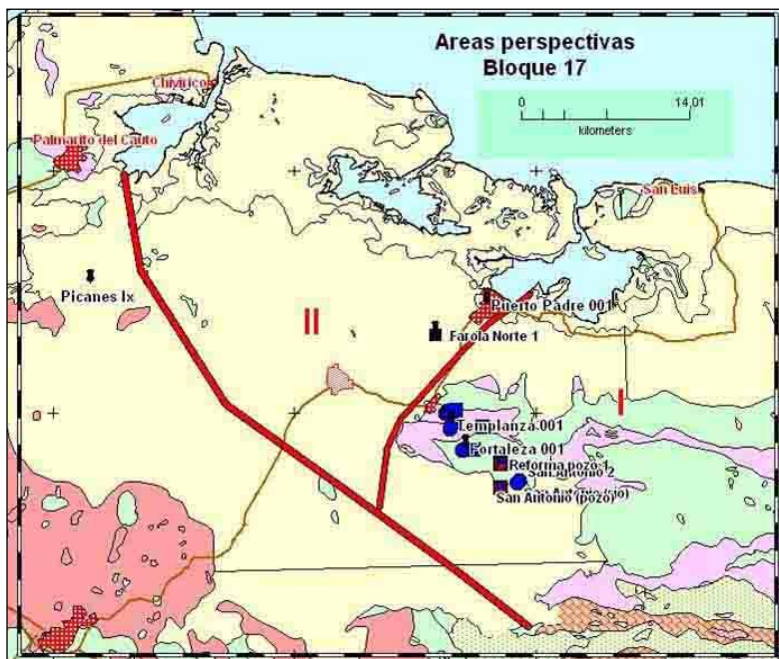


Figura 5. Áreas perspectivas determinadas mediante la evaluación geólogo-geomorfológica. Área de Maniabón-La Farola (I) y área al norte del pozo Picanes 1x (II).

5. CONCLUSIONES

- La zona de Maniabón-La Farola (I) resultó la más favorable para enfocar la exploración petrolera. En ella existe una relación directa entre las estructuras determinadas en superficie y las localizadas en el subsuelo, relacionadas con altos estructurales dados por la presencia de las secuencias carbonatas y, además, coincidentes con estructuras disyuntivas asociadas a las vías de migración del petróleo.
- La segunda área en orden de perspectiva se localiza al norte del pozo Picanes 1x (II), donde se determinaron elementos estructurales con menor respuesta en superficie debido a la profundización de las estructuras con interés petrolero. De esta forma se comprobó la

efectividad de los métodos geólogo-geomorfológicos en la exploración petrolera en esta área.

- Por otra parte, el parteaguas principal constituye un elemento geomorfológico de importancia, ya que su localización y configuración delimita la zona petrolera de interés a escala regional.

6. REFERENCIAS

- ÁLVAREZ, J.; SÁNCHEZ, J.; LÓPEZ, J. O.; CRUZ, R. & PROL, J. 2001: Etapa 07 proyecto 2132, Evaluación de los leads y prospectos de los bloques 12, 13, 14, 15, 16, 17, 18 y 21. Archivo Técnico CEINPET. La Habana, Cuba.
- ARISMENDI, J. 2010: Uso de las imágenes Radar en Geomorfología. Curso PDVSA. Centro de Procesamiento Digital de Imágenes, Caracas, Venezuela, 22-26 de marzo.
- CHUVIECO, E. 1995: *Fundamentos de Teledetección Espacial*. Ediciones Rialp S.A., Madrid, 224 p.
- COTILLA, M. & CÓRDOVA, D. 2010: Study of the Cuban fractures. *Geotectonics* 44(2): 176–202.
- CRUZ, R. 2008: *Efectividad de los métodos geomorfológicos en la búsqueda de petróleo y gas desde la región de Bijabos hasta Pina*. José Álvarez Castro (Tutor). Tesis de maestría. Universidad de Pinar del Río. 83 p.
- ITURRALDE-VINENT, M. A. (2012). *Compendio de Geología de Cuba y del Caribe*. Editorial CITMATEL, La Habana.
- JIMÉNEZ, L. 2015: *Evaluación geólogo-geomorfológica para la búsqueda de hidrocarburos en las provincias de las Tunas y Holguín*. Ramón Cruz Toledo (Tutor). Tesis de maestría. Universidad de Pinar del Río. 98 p.
- LAMADRID, J. & HORTA, R. 1979: *Geomorfología*. Pueblo y Educación, La Habana, 166 p.
- LINARES, E.; GARCÍA, D.; DELGADO, O.; LÓPEZ, G. & STRAZHEVICH, V. 2011: *Yacimientos y manifestaciones de hidrocarburos de la República de Cuba*. Editorial Palcogra, La Habana, 488 p.
- LÓPEZ, O.; TOIRAC, R.; MORALES, C.; PERERA, C.; MARTÍNEZ, E.; GONZÁLEZ, D.; CASTRO, O.; OTERO, R. & RODRÍGUEZ, R. 2010: Informe del pozo Picanes 1x. Archivo Técnico CEINPET. La Habana. Cuba.
- PÉREZ, Y.; CRUZ, R.; JIMÉNEZ, L.; PÉREZ, M. V.; VALDIVIA, C.; MARTÍNEZ, E. & RODRÍGUEZ, O. 2013: Informe anual de avances en los criterios exploratorios en el año 2013. Proyección puntualizada del plan de exploración del año 2014. Archivo Técnico CEINPET. La Habana, Cuba.
- VALDIVIA, C.; VEIGA, C.; MARTÍNEZ, E.; DELGADO, O.; DOMÍNGUEZ, Z.; PARDO, M.; JIMÉNEZ, L.; CRUZ, T.; GÓMEZ, J.; ROSELL, Y. & RODRÍGUEZ, O. 2015:

Informe de resultados de la evaluación del potencial de hidrocarburos del Bloque 17. Archivo Técnico CEINPET. La Habana, Cuba.

Lourdes Jiménez-de la Fuente. lourdes@ceinpet.cupet.cu
Licenciada en Geografía
Centro de Investigaciones del Petróleo, La Habana, Cuba

Ramón Cruz-Toledo. cruzt@ceinpet.cupet.cu
Máster en Ciencias Geológicas.
Centro de Investigaciones del Petróleo, La Habana, Cuba

Yusneurys Pérez-Martínez. yuspm@ceinpet.cupet.cu
Máster en Ciencias Geológicas.
Centro de Investigaciones del Petróleo, La Habana, Cuba

Carlos Valdivia-Tabares. cvaldivia@ceinpet.cupet.cu
Ingeniero Geólogo.
Centro de Investigaciones del Petróleo, La Habana, Cuba

Oswaldo Rodríguez-Moran. ormoran@ceinpet.cupet.cu
Doctor en Geofísica.
Centro de Investigaciones del Petróleo, La Habana, Cuba

María V. Pérez-Peña. mvictoria@ceinpet.cupet.cu
Licenciada en Geografía.
Centro de Investigaciones del Petróleo, La Habana, Cuba

Susceptibilidad a la licuefacción de los suelos en la ciudad de Caimanera, Guantánamo

Liuska Fernández-Diéguez
Irayaselis Bandera-Cuñat
Rafael Guardado-Lacaba
Ricardo Oliva-Álvarez

Resumen

La investigación tuvo el objetivo de evaluar las condiciones ingeniero-geológicas de los suelos de Caimanera, provincia de Guantánamo, para determinar su potencial de licuefacción. Se analizó la posibilidad de amplificación de las ondas sísmicas teniendo en cuenta el efecto de sitio, a partir de las propiedades físico-mecánicas del área de estudio. El sistema de indicadores aplicado incluyó parámetros ingeniero-geológicos y el cálculo del factor de seguridad para la licuefacción. Se concluye que los suelos de mayor potencial para la ocurrencia de licuefacción se ubican al centro de la ciudad, donde se encuentra el mayor asentamiento poblacional y el material de relleno existente se comporta como un suelo tipo arena arcillosa y arcilla arenosa con grava.

Palabras clave: licuefacción de suelos; riesgo sísmico; efecto de sitio; ingeniería geológica.

Soil susceptibility to liquefaction in the city of Caimanera, Guantánamo

Abstract

The objective of the investigation is to evaluate the engineering and geological conditions of the soils in Caimanera, province of Guantánamo in order to identify the areas of higher seismic probabilities and soil susceptibility to liquefaction. The probability was analyzed to amplify the seismic waves taking into account the effect of the area depending on the physical and mechanical properties in the area of study. The sectors having favorable and unfavorable conditions for the construction of engineering works were characterized. The applied indicator system includes engineering and geological parameters and the calculation of the safety factor for liquefaction. It was concluded that the soils having a greater potential to liquefy are located to the center of the city with the largest population settlement and where the existing fill material behaves as clayey sand type soils and sandy clay soils with gravel.

Keywords: soil liquefaction; seismic risk; site effect; geological engineering.

1. INTRODUCCIÓN

Los terremotos están entre los eventos geológicos más conocidos, por lo que existen registros y mapas de las zonas de mayor o menor frecuencia de ocurrencia de estos fenómenos. Los mapas de ocurrencia de terremotos muestran que en Centroamérica, el Caribe y Suramérica hay franjas alargadas, donde son muy comunes los terremotos potencialmente destructivos. En Cuba el peligro sísmico presenta una particularidad interesante que hace que su estudio sea para algunas áreas de carácter complejo. Esta particularidad consiste en el hecho de que en el archipiélago cubano concurren dos génesis de sismos dadas por la ubicación espacial y origen de los terremotos: sismos de entre placas y sismos de interior de placas (Chuy 2010).

Al evaluar el peligro sísmico deben tomarse en consideración no solo el ambiente tectónico general o la intensidad de los movimientos actuales, sino también las condiciones locales del terreno, las características del suelo, la profundidad de las aguas subterráneas, pues todos estos factores inciden en el efecto exterior del choque sísmico, reforzándolo o amortiguándolo.

Dado que el peligro y la vulnerabilidad representan una dupla inseparable en el análisis de riesgos, al investigar estos en un área se impone un paralelismo en la investigación, puesto que tan necesario es conocer los peligros que la acechan como la vulnerabilidad de sus habitantes (UNDRO 1991).

La licuefacción de los suelos es uno de los fenómenos potencialmente peligrosos más interesantes y controversiales temas de la ingeniería geotécnica. Sus efectos devastadores provocaron la atención de los ingenieros geotécnicos desde los terremotos de Alaska (USA) y Niigata (Japón), ambos ocurridos en 1964. Este se puede ver condicionado por el efecto de sitio que se entiende por modificaciones en amplitud, duración y contenido frecuencial que experimentan las ondas sísmicas cuando llegan a la superficie. Entre más blando sea el tipo de suelo que exista bajo la estación, mayor será la amplificación.

1.1. Investigaciones realizadas en Cuba

En Cuba existen ambientes sedimentarios propicios para que se manifieste la licuefacción por sollicitación sísmica en cercanía a los grandes sistemas de fallas activas que cruzan la región oriental, donde se ubican ciudades de gran número de habitantes. El fenómeno de licuefacción en épocas pasadas causó grandes daños en algunas poblaciones, como la ciudad de Santiago de Cuba en 1932 y en Bayamo en 1947.

Para corroborar la posible ocurrencia de este fenómeno en la región oriental de Cuba se han realizado numerosas investigaciones, como la tesis de maestría (Fernández 2000) titulada *Posibilidad de ocurrencia del fenómeno de licuefacción en la cuenca de Santiago de Cuba por terremotos fuertes*, donde el autor hace un mapa esquemático pronóstico de ocurrencia del fenómeno de licuefacción en Santiago de Cuba por terremotos fuertes. En la investigación se utiliza la combinación de forma automatizada de factores como la geología, geomorfología, sísmica y la información ingeniero-geológica.

El informe para el proyecto titulado *Mapa de riesgo sísmico de la ciudad de Santiago de Cuba*, realizado por investigadores del Centro Nacional de Investigaciones Sismológicas (CENAIIS), evaluó aspectos importantes como:

- Tipología y propiedades de los suelos
- Profundidad del nivel freático
- Topografía del terreno
- Magnitud y distancia de los terremotos.

La cuenca de Santiago de Cuba es considerada como licuable en el sector que corresponde a los sedimentos cuaternarios, los que poseen un espesor promedio de 10 m (García *et al.* 2002).

Rosabal (2011) expone una zonación de la licuefacción de los suelos, basada en el estudio de la incidencia de diferentes factores: suelos susceptibles, intensidad sísmica, aceleración horizontal efectiva, topografía, reportes históricos de licuefacción, entre otros y se identifican las zonas propensas a licuar y aquellas donde es baja o no existe este fenómeno. La investigación se ubica en el nivel o grado I de zonación (TC4-ISSMGE 1999). Se tuvo en cuenta solo la información geológica, desembocaduras de ríos, antiguos cauces o actual llanura fluvial.

Ordaz y otros investigadores (2013) enfocan su estudio en la evaluación de la susceptibilidad a la licuefacción de los sedimentos cuaternarios del emplazamiento de la ciudad de San Cristóbal, provincia de Artemisa, Cuba. Para obtener los resultados se aplicaron los Criterios de Brandes (2003) y Seed & Idriss (1982).

La autora de esta investigación propone y aplica un sistema de indicadores que permite caracterizar el área de estudio y calcular el factor de seguridad para la licuefacción. Se obtuvo un esquema de susceptibilidad a la licuefacción a partir de interpretar factores como la geología, nivel freático y las propiedades físicas y mecánicas; ello permitió calcular el factor de

seguridad para la licuefacción (FSL) revelando sectores de valores alto, medio y bajo. Esta investigación es de gran actualidad y demuestra con datos la probabilidad de ocurrencia del fenómeno ante sismos de magnitud 7.5 y superiores. Se demostró que para magnitudes menores es muy poco probable la manifestación de la licuefacción de los suelos (Fernández-Diéguez *et al.* 2016).

La presente investigación se propone evaluar el potencial de licuefacción de la ciudad de Caimanera, provincia de Guantánamo, partiendo de las condiciones ingeniero-geológicas que pueden propiciar la amplificación de las ondas sísmicas, teniendo en cuenta el efecto de sitio.

1.2. Ubicación geográfica

Caimanera es uno de los 10 municipios que componen la actual provincia de Guantánamo. Está situada a 17 km de la ciudad de Guantánamo (Figura 1).



Figura 1. Ubicación geográfica del municipio Caimanera, provincia de Guantánamo, Cuba.

Al estar ubicada en la franja costera del sur de Cuba forma parte del llamado semidesierto cubano (Arencivia 2002). Presenta suelos aluviales de arcillas sobre calizas y areniscas. Los elementos geográficos de esta parte de la provincia le confieren características *sui generis*, tanto en la flora, en la fauna y en la actividad antrópica. El litoral está rodeado de un área cenagosa y manglares que han ido desapareciendo con el paso del tiempo (Plá & Arencivia 2005).

1.3. Características hidrográficas

La red hidrográfica está poco desarrollada, solamente corre el río Guantánamo a unos 3 km al oeste, aunque existe una red de canales, debido al sistema deltaico presente en el territorio. Los sedimentos deltaicos son areniscas de finas a muy finas, estratificadas, que en ocasiones forman lentes.

1.4. Geología regional

En la región se encuentran las formaciones geológicas San Luis, Río Macío, Jutía, Maquey, Jamaica y Boquerón. En la estructura geológica del área están desarrollados los sedimentos del Pleistoceno actual (mQ IV); estos sedimentos se extienden a lo largo de la línea litoral, hasta la cota absoluta actual de 2 m, yacen principalmente sobre los sedimentos antiguos aluviales-marinos, raramente sobre las rocas de la formación San Luis. Están representados principalmente por arcillas cienosas y cienos azulados oscuros y fuertemente salinizados. Las arcillas tienen gran cantidad de restos orgánicos y conchas marinas actuales. El espesor varía de 1 m a 1,5 m. En algunos casos los sedimentos están destruidos por la abrasión actual y las rocas que se extienden debajo afloran en superficie. Además de los sedimentos descritos anteriormente hay que mencionar la presencia de una capa de poco espesor (0,2-0,5 m) sobre las rocas originarias que afloran sobre la superficie antigua; esta capa está representada por el aluvio transformado en suelo (Plá & Arencivia 2005), tal como se muestra en la Figura 2. La ciudad de Caimanera se encuentra emplazada principalmente sobre los depósitos palustres y depósitos limo-arenosos.

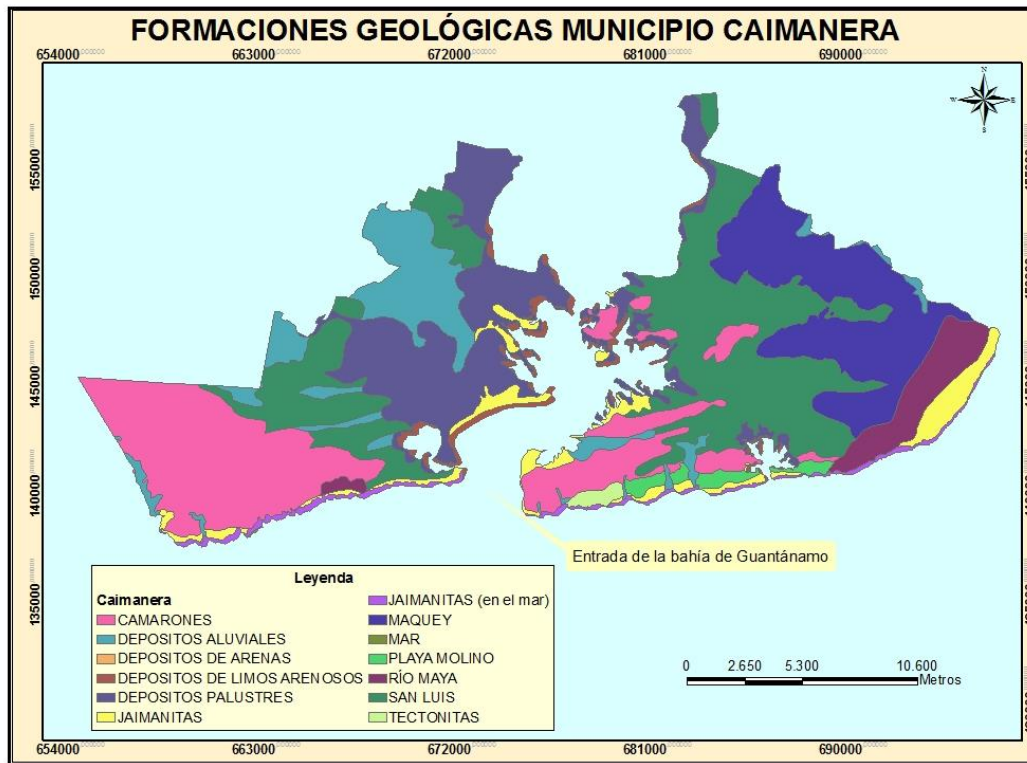


Figura 2. Esquema de las formaciones geológicas que componen el municipio de Caimanera, provincia de Guantánamo, Cuba (Fuente: GEOCUBA Guantánamo).

1.5. Características ingeniero-geológicas de la región

Dentro de los límites del territorio estudiado se distinguen dos capas: la primera está representada por los sedimentos actuales marinos (aQIV), desarrollados a lo largo de la línea litoral hasta la cota absoluta actual de 2 m. Estos sedimentos son arcillas cienosas y cienos, con gran cantidad de restos orgánicos. Su espesor es de 1 m a 1,5 m y yacen principalmente sobre los sedimentos aluviales marinos.

La segunda capa corresponde a los sedimentos aluviales marinos (am Q III) que están extendidos en el área hasta las cotas absolutas actuales de 20-25 m. Se encuentran en el valle llano litoral-marino, en el curso inferior de los ríos. Yacen sobre la superficie accidentada de las rocas de la formación San Luis. Están representados por arcillas pesadas y limosas, laminares, a veces con intercalaciones de cienos, en la parte baja del perfil a menudo son arenosas, con intercalaciones de gravas, arenas, guijarros en el agregado arcilloso; en los sedimentos se encuentran restos de conchas y la potencia puede llegar en algunos lugares a 6,0 m (Plá & Arencivia 2005).

Según la Norma sísmica NC 46-1999 (propuesta de norma 2013) el área de estudio se encuentra en la zona 5, de riesgo sísmico muy alto, que puede

ocasionar daños en las construcciones, debiéndose tomar medidas sismorresistentes en las estructuras y obras en función de la categoría ocupacional de las mismas y el nivel de protección definido según la probabilidad de exceder un sismo de diseño. Los valores de la aceleración espectral horizontal máxima del terreno para cálculo (S_a) estarán entre 0,80-1,10 g para periodos cortos (S_s) y entre 0,30-0,50 g para periodos largos (S_l).

2. MATERIALES Y MÉTODOS

2.1. Materiales

Se estudiaron los informes ingeniero-geológicos realizados para la construcción de obras ingenieriles por la Empresa Nacional de Investigaciones Aplicadas (ENIA) de Santiago de Cuba. Se valoraron las condiciones naturales del área y sus propiedades físico-mecánicas, cuyos valores fueron generalizados y promediados con métodos estadísticos, de forma sencilla.

De los 97 informes existentes en el archivo de la ENIA en Santiago de Cuba se revisaron 88, que eran los existentes en ese momento en el archivo. Solo 27 informes contenían toda la información para la confección del esquema ingeniero-geológico por tipo de suelos de la ciudad de Caimanera. De un total de 27 informes de obras investigadas (Tabla 1) solo se pudo trabajar con 20, dado que estos son los que contaban con la mayoría de la información que se necesitaba para realizar el cálculo del CSR, CRR y, finalmente, del FSL.

Tabla 1. Informes ingenieros geológicos utilizados para determinar la susceptibilidad a la licuefacción de los suelos en la ciudad de Caimanera

Nombre de la obra estudiada	PNF	Capa 1	Capa 2	Capa 3	Capa 4	Capa 5
Ampliación Escuela Wilfredo Gonze	9,2	CV	CL	SC/CL		
Ampliación policlínico tipo G	0,4	CV	OL	CL	OL	
Círculo Infantil	0,6	OL	OL	SC		
Consultorio con viviendas		OL	OL	SC	Marga	Lutita
Escuela Especial	1,4	OL	OL	SC	SM	
Fisioterapia y Rehabilitación con fango	3,27	CV	SC	SC	CL	SM
Funeraria	0,6	SM	CL	SC	CL	
Hotel	2,6	GC	Lutita			
Hotel Caimanera		CL	GP			
Lavatín	0,5	OL	OL	SC	SC	
Minimercado No 2	1,4	OL	OL	SM		

Muro del Malecón	1,2		CL				
Panadería y Dulcería	3,5	CL	SM				
Policlínico Tipo G Modificado	2,5	CL	OL	SM	Lutita		
Secundaria Básica Guantánamo # 7		CV	CL				
Sede UJC	1,03	SC	CL	SM			
Sede universitaria	0,47	CL	CH	OL		SM	
Seminternado	1,6	CL	OL	SM/SC	Marga	Lutita	
Servicentro de Caimanera	0,5	GC	OL	CL/ML	OL		
Sucursal Bandec	0,9	CL	CL/ML		OL		
Supermercado	2	CL	OL				
Terminal Marítima Cerca de Playa Tokyo, ESBU 600, Lavatín, etc.	1,8		CL	CH	Lutita		
Terraplén Rpto 19 de D terreno de beisbol	1,3	SC	CL	CL	CH	OL	
Vivienda Zona Deportiva	1,65	SC	CL	SC	OL	SM	
Viviendas Caimanera Playa Tokio			CL	MH/CH	SM/SC		
Viviendas para médicos el Cañito	1,7	CL	CL	PT			
Viviendas entrada	0,85	SC	CL	CL	SM		

2.2. Métodos

Existen varias metodologías para determinar si un suelo puede licuar bajo condiciones específicas, entre las que se encuentra la propuesta por Seed & Idriss (1982), la cual plantea que:

El porcentaje en peso de partículas <0,005 mm es menor del 15 %

- $LL < 35$
- $w/LL > 0,9$

El potencial de licuefacción se determinó mediante el cálculo del factor de seguridad propuesto por Seed & Idriss (1971) y modificado por Robertson & White (1997). Se calcula mediante la fórmula siguiente:

$$FSL = \frac{CRR}{CSR} MSF$$

MSF: Factor de escala de acuerdo con la magnitud de sismo y se calcula por la siguiente ecuación:

$$MSF = \frac{10^{2.24}}{M_w^{2.56}}$$

$$CRR = \frac{1}{34 - N} + \frac{N}{13,5} + \frac{50}{[10N + 45]^2} - \frac{1}{200}$$

Esta ecuación es válida para los (N1) $60 < 30$. Para (N1) $60 \geq 30$, los suelos granulares limpios tienen el grado de compacidad demasiado alto para sufrir la licuefacción.

La resistencia a la penetración utilizada en las correlaciones corresponde al número de golpes medido en terreno (N), al cual se le aplica una corrección por tensión efectiva (Liao & Whitman 1986):

$$C_N = \left(\frac{1}{\sigma'_v}\right)^{0,5}$$

$$N_1 = N \cdot C_N$$

donde:

C N = factor de corrección para una tensión efectiva de sobrecarga de 1 t/pie²

σ , v = tensión efectiva vertical en atmósferas.

La resistencia del suelo queda representada por (N1, 60), la cual es la cantidad de golpes del SPT corregido para una presión de sobrecarga efectiva de 1 t/pie² ($\approx 1 \text{ kg/cm}^2$) y para una razón de energía del 60 % de la máxima teórica.

Corrección por energía aplicada, equipamiento y efectos de procedimientos para obtener un valor estandarizado de:

$$N_{1,60} = N_1 \cdot C_R \cdot C_S \cdot C_B \cdot C_E$$

En la Tabla 2 se recogen los factores que intervienen en la estimación del número de golpe normalizado (N1, 60).

Tabla 2. Correcciones a SPT (Skempton 1986)

Factor	Variable de Equipo	Término	Corrección
Presión vertical normal efectiva	N/A	C_N	$(Pa/\sigma'_{vo})^{0,5}$
Presión vertical normal efectiva	N/A	C_N	$CN \leq 1,7$
Relación de energía	Martillo tipo dona	C_Z	0,5 – 1,0
Relación de energía	Martillo de seguridad	C_Z	0,7 – 1,2
Relación de energía	Martillo automático tipo dona	C_Z	0,8 – 1,3
Diámetro de la perforación	65-115 mm	C_B	1,0

Diámetro de la perforación	150 mm	C_B	1,05
Diámetro de la perforación	200 mm	C_B	1,15
Longitud de la barra	< 3 m	C_R	0,75
Longitud de la barra	3 – 4 m	C_R	0,80
Longitud de la barra	4 – 6 m	C_R	0,85
Longitud de la barra	6 – 10 m	C_R	0,95
Longitud de la barra	10 – 30 m	C_R	1,0
Muestreo	Muestreador estándar	C_S	1,0
Muestreo	Muestreador sin ademe	C_S	1,1 – 1,3

Otro de los métodos empleados fue el de Seed & Idriss (1971). Según este método, el suelo licuará si la razón de tensión tangencial cíclica (CSR), producida por un sismo, es mayor que la resistencia tangencial del suelo:

$$CSR = 0,65 (a_{max} / g) (\sigma_{vo} / \sigma'_{vo}) r_d$$

Donde:

CSR: esfuerzos cíclicos y depende directamente de la máxima aceleración horizontal en el sitio,

a_{max} : aceleraciones máximas generadas por un sismo de diseño,

σ_{vo} : esfuerzo normal vertical total, referido a la superficie del suelo,

σ'_{vo} : esfuerzo normal vertical efectivo, referido a la superficie del suelo,

r_d : coeficiente de reducción del suelo, que toma en cuenta la deformabilidad del perfil de subsuelo (Liao & Witman 1986), para la práctica de ingeniería rutinaria, en proyectos no críticos, proponen las siguientes ecuaciones para estimar el r_d :

$$\text{Para } z \leq 9,15 \text{ m} \quad r_d = 1,0 - 0,00765 z$$

$$\text{Para } 9,15 \text{ m} < z \leq 23 \text{ m} \quad r_d = 1,174 - 0,0267 z$$

z : profundidad por debajo de la superficie del suelo; m.

3. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

El esquema muestra los tipos de suelos existentes en la zona de estudio (Figura 3) para una profundidad de un metro. Se aprecia que una vez retirada la capa vegetal predominan los suelos creados por el hombre como relleno para ampliar el fondo habitacional, los que se clasifican como: SC (arenoso arcilloso), SM (arena limosa), CL (arcilla limosa de baja plasticidad) y GC (grava arcillosa), de acuerdo a la clasificación dada por el Sistema Unificado de Clasificación de Suelos (SUCS). En las columnas

litoestratigráficas que se muestran a continuación (Figura 4) se aprecian los sectores con condiciones para licuar, dadas las características del suelo antes mencionado.

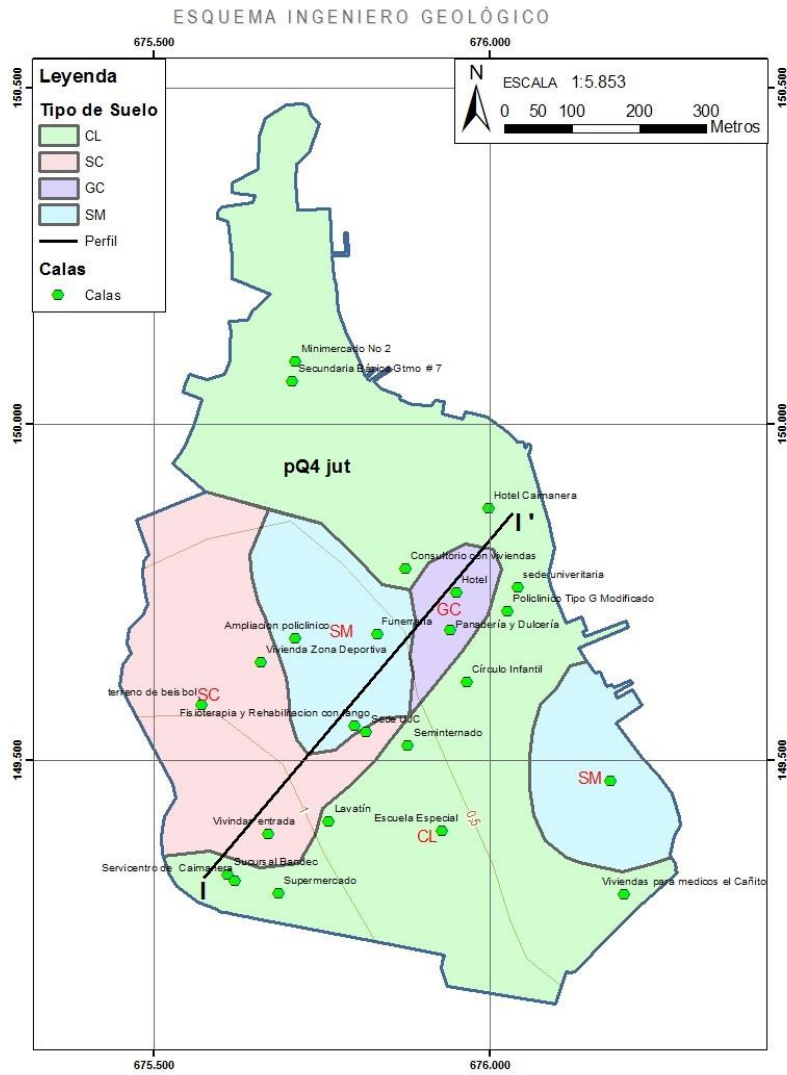


Figura 3. Esquema ingeniero-geológico a partir del tipo de suelo de la ciudad de Caimanera, provincia de Guantánamo.

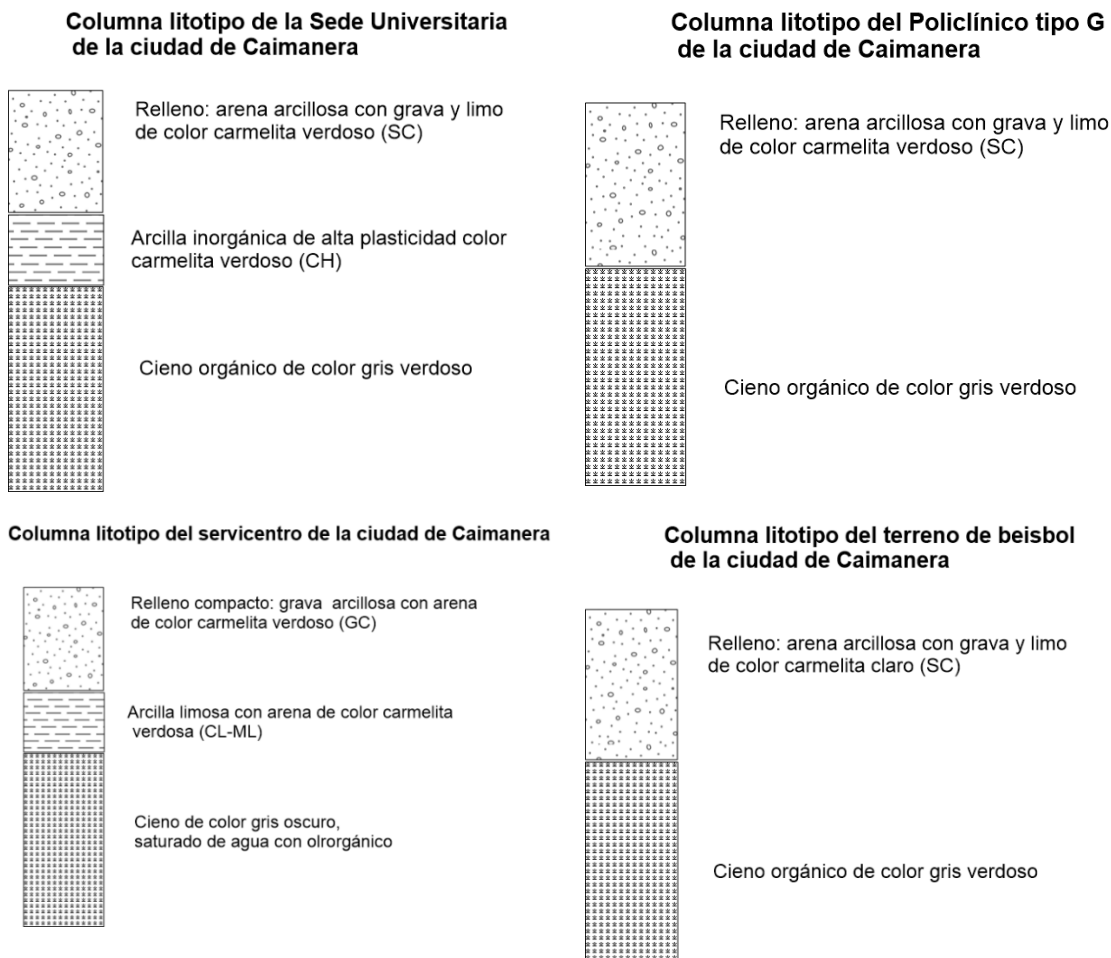


Figura 4. Columna litoestratigráfica esquemática de los suelos con condiciones para licuar en la ciudad de Caimanera, provincia de Guantánamo.

Los sectores de alta susceptibilidad a la licuefacción están dados por los resultados del cálculo en las capas donde el $FSL < 1$. Se considera licuefacción media cuando el resultado de $FSL \approx 1$. La susceptibilidad baja se le asigna a las áreas donde el $FSL > 1$. Aunque en algunas áreas no se pudo calcular el FSL por falta de datos, los valores de los ensayos de laboratorio de los estratos coinciden con los reportados en otra zona de media y alta susceptibilidad y las propiedades físicas y mecánicas están en el rango que proponen los autores Seed & Idriss (1971) y Wang (1979).

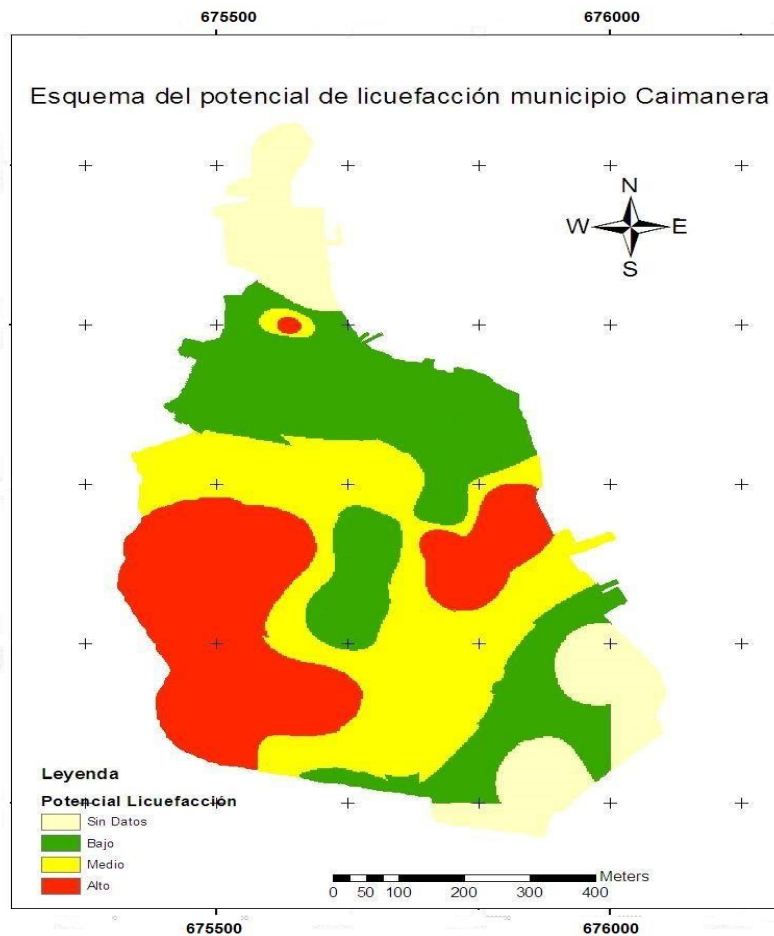


Figura 5. Esquema del potencial de licuefacción en el municipio Caimanera, provincia de Guantánamo.

Del esquema pronóstico de susceptibilidad a la licuefacción ante terremotos fuertes se concluye que el potencial está distribuido entre alto, medio y bajo. El esquema se confeccionó para un sismo de diseño, aunque hay zonas que son licuables ante un sismo de magnitud 6 (Tablas 3 y 4). Las principales que se verán afectadas por estar en una zona susceptible a la licuefacción son las siguientes:

Potencialmente licuables: Policlínico tipo G, Círculo Infantil, Lavatín, Minimercado No. 2, Panadería y Dulcería, Sede Universitaria, Servicentro, Terreno de Beisbol, Viviendas zona deportiva.

La ciudad de Caimanera se localiza encima de sedimentos de pantano, representados por arcilla arenosa plástica y arenas finas arcillosas, con poca materia orgánica. Las cotas son muy estables entre los primeros metros y el relieve es casi llano. Los valores del nivel freático fluctúan desde 0,5 m de profundidad hasta 3 m en casos aislados, lo que indica que hay poca variación. Los valores de límite líquido, índice de plasticidad, índice de liquidez y valor en porcentaje de finos son poco variables, coincidiendo los

valores al tipo de suelo, según la clasificación del SUCS para suelos licuables.

El estrato licuable está formado por los suelos tipo arena arcillosa (SC), arena limosa (SM) y arcilla limosa con arena (CI/MI), en menor grado.

Las características ingeniero-geológicas de los suelos de Caimanera cumplen algunas de las condiciones para que el suelo sea licuable, aspecto que es impredecible, pero que sí es posible evitar que afecte a gran parte de la población.

Tabla 3. Resultado del cálculo de CSR y CRR para cada capa de las obras

Obra	PNF	EspCap1	EspCap2	EspCap3	CSR 1	CSR 2	CSR 3	CRR 1	CRR 2	CRR 3
Ampliación policlínico	0,40	0,20	1,91	2,91		0,29	1,03		0,05	0,05
Círculo Infantil	0,60	2,80	7,70	8,70		0,58	0,35		0,05	0,05
Consultorio con viviendas	0,50	1,90	1,50	2,50		0,29			0,05	0,05
Escuela Especial	1,40	1,10	13,00	10,00		0,38	0,26		0,05	0,05
Fisioterapia y Rehabilitación con fango	1,41	0,80		2,40		0,19				0,05
Lavatín	0,50	1,80	4,20	5,20		0,56	1,04		0,05	0,05
Minimercado No 2	1,40	1,50	13,80	14,80		0,87	0,33		0,05	0,05
Panadería y Dulcería	3,50	1,80	4,30	5,30		0,18	0,25		0,05	0,05
Policlínico Tipo G Modificado	2,50	1,70	4,30	5,30	0,20	0,23		0,05	0,05	
Sede UJC	1,03	1,38	0,46	3,50	0,19	0,27		0,05		0,05
Sede universitaria	0,47	1,22	1,90	2,90	0,24	0,76	0,28	0,05	0,05	0,05
Seminternado	1,60	1,80	8,00	9,00	0,18			0,05		
Servicentro de Caimanera	0,50	1,70	0,80	10,00	0,28	0,35	0,33	0,05	0,05	0,05
Sucursal BANDEC	0,90	1,13	0,93	10,00	0,19	0,35	0,31	0,05	0,05	0,05
Supermercado	2,00	3,30	19,20	20,20	0,22			0,05		
terreno de beisbol	1,30	1,60	1,50	3,00	0,18	0,25	0,25	0,05	0,05	0,05
Vivienda Zona Deportiva	1,65	3,07	1,40	2,22	0,22	0,25	0,27	0,05	0,05	0,05
Viviendas para médicos el Cañito	1,70	1,20	0,60	5,50	0,24			0,05	0,05	0,05
Viviendas entrada	0,85	1,21	3,75	4,75	0,18	0,40		0,05	0,05	0,05

Tabla 4. Cálculo del Factor de seguridad contra la licuefacción para sismo de magnitud 6 y 6,5

Nmb	FSL 6 Capa1	FSL 6 Capa2	FSL 6 Capa3	FSL 6,5 Capa1	FSL 6,5 Capa2	FSL 6,5 Capa3
Ampliación Policlínico		1,32	0,10		1,08	0,08
Círculo Infantil		0,19	0,73		0,16	0,59
Consultorio con viviendas		0,43			0,35	
Escuela Especial		0,30	-3,98		0,24	-3,24
Fisioterapia y Rehabilitación con fango		0,00			0,00	
Lavatín		0,20	0,24		0,16	0,20
Minimercado No 2		0,13	0,77		0,11	0,63
Panadería y Dulcería		0,68	1,05		0,55	0,85
Policlínico Tipo G Modificado	0,43	1,10		0,35	0,90	
Sede UJC	1,99	0,00		1,62	0,00	
Sede Universitaria	5,66	0,22	0,37	4,61	0,18	0,30
Seminternado	0,69			0,56		
Servicentro de Caimanera	1,35	0,54	0,32	1,10	0,44	0,26
Sucursal Bandec	29,68	0,35	0,34	24,18	0,28	0,27
Supermercado	0,51			0,42		
Terreno de beisbol	2,77	0,42	0,85	2,26	0,34	0,69
Viviendas Zona Deportiva	1,58	0,57	0,53	1,28	0,47	0,43
Viviendas para médicos, el Cañito	2,08			1,69		
Viviendas entrada	1,76	0,47		1,43	0,38	

4. CONCLUSIONES

- El área de estudio, por estar situada en el delta del río Guantánamo, está representada por sedimentos cuaternarios de la Fm. Jutía, donde se destacan suelos poco cohesivos, friables y órgano-detriticos con alto grado de saturación. Teniendo en cuenta la granulometría y la plasticidad, se clasifican como arcilla limosa, arena arcillosa, arena limosa y grava con arcilla. Los suelos de arena arcillosa y arena limosa identificados en el área de estudio son proclives a la ocurrencia de la licuefacción. La zona de mayor riesgo sísmico se localiza hacia la porción central de la ciudad de Caimanera.

5. REFERENCIAS

- ARENCIVIA, E. 2002: Ingeniería de detalle Abasto Caimanera. UEBPI. Guantánamo. Informe Ingeniero-Geológico. ENIA. Santiago de Cuba.
- CHUY, R. 2010: Modelo del peligro sísmico de la provincia de Santiago de Cuba. Archivos CENAI. Santiago de Cuba.
- FERNÁNDEZ, B. 2000: *Posibilidad de ocurrencia del fenómeno de licuefacción en la cuenca de Santiago de Cuba catalizado por terremotos fuertes*. Tesis de maestría. Instituto Superior Minero Metalúrgico. Moa.
- FERNÁNDEZ-DIÉGUEZ, L.; GUARDADO-LACABA, R.; HERRERA-DELFIN, I.; OLIVA-ÁLVAREZ, R. & DÍAZ-SANTO, P. 2016: Escenarios susceptibles a la licuefacción inducida por sismos de gran magnitud en Santiago de Cuba. *Minería y Geología* 32(2): 53-69.
- GARCÍA, J.; ARANGO, E.; ZAPATA, J.; FERNÁNDEZ, B.; CHUY, T.; MONNAR, O.; REYES, C. & OLIVA, R. 2002: Mapa de Riesgo Sísmico de la ciudad de Santiago de Cuba. Fondos del Centro Nacional de Investigaciones Sismológicas, 165 p.
- LIAO, S. S. & WHITMAN, R. V. 1986: Overburden Correction Factors for SPT in Sand. *Journal of Geotechnical Engineering* 112(3): 373-377.
- ORDAZ, A.; HERNÁNDEZ-SANTANA, J. R.; CHUY, T. J. & GARCÍA, J. A. 2013: La susceptibilidad a la licuefacción en el emplazamiento de la ciudad de San Cristóbal, Cuba Occidental. *Minería y Geología* 29(2): 1-15.
- PLÁ, M. & ARENCIVIA G. E. 2005: Drenaje pluvial Caimanera. Informe Ingeniero-Geológico. ENIA. Santiago de Cuba.
- ROSABAL, D. Y. 2011: Zonación preliminar de la licuefacción de los suelos en la región de Cuba Oriental. Disponible en: <http://www.monografias.com/trabajos101/zonacion-preliminar-licuacion-suelos-region-cuba-oriental/zonacion-preliminar-licuacion-suelos-region-cuba-oriental.shtml>.2014.
- SEED, H. B. & IDRIS, I. M. 1971: Simplified procedure for evaluating soil liquefaction potential. *Journal of Soil Mechanics & Foundations Division* 97(9): 1249-1273.
- SEED, H. B. & IDRIS, I. M. 1982: Ground motions and soils liquefaction during Earthquakes. Technical report, Earthquake Engineering Research Institute.
- SKEMPTON, A. W. 1986: Standard penetration test procedures and the effects in sands of overburden pressure, relative density, particle size, ageing and over consolidation. *Geotechnique* 36(3): 425-447.
- TC4-ISSMGE 1999: *Manual for Zonation on Seismic Geotechnical Hazards* (Revised Version). Japanese Geotechnical Society, 114 p.

UNDRO'S MITIGATING NATURAL DISASTERS. 1991: Phenomena, Effects and Options. A Manual for Policy Makers and Planners. United Nations, p. 3-28.

Liuska Fernández-Diéguez, lfernandez@ismm.edu.cu

Máster en Geología.
Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa, Holguín, Cuba

Irayaelis Bandera-Cuñat

Centro Nacional de Investigaciones Sismológicas, Santiago de Cuba

Rafael Guardado-Lacaba, rguardado@ismm.edu.cu

Doctor en Ciencias Técnicas.
Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa, Holguín, Cuba

Ricardo Oliva-Álvarez, oliva@cenais.cu

Centro Nacional de Investigaciones Sismológicas, Santiago de Cuba

Modelo geológico-estructural del yacimiento VEN1 del noroeste del lago de Maracaibo

María A. Pirela-Medina
Robert Ramírez-Hernández

Resumen

Este trabajo tuvo el propósito de elaborar el modelo estructural del yacimiento VEN1 para establecer la geometría y la arquitectura del mismo y crear mapas estructurales -de los horizontes que delimitan la acumulación de hidrocarburos y de las unidades de importancia geológica-, con el fin de detectar nuevas zonas de explotación. La metodología seguida se basó en la revisión de la información del yacimiento mediante el análisis documental y el análisis de contenido, la información de datos de 34 nuevos pozos y la utilización del paquete computarizado Rockwell 16. Se definió la estructura del yacimiento como anticlinal, mostrando un ligero buzamiento en sentido NO-SE y pocos rasgos estructurales de gran extensión, a excepción de dos fallas principales ubicadas en las zonas noreste y sur. Se concluye que la mejor zona para la acumulación importante de hidrocarburos se ubica en las zonas noroeste y suroeste del yacimiento.

Palabras clave: exploración de hidrocarburos; yacimiento VEN1; lago de Maracaibo; modelo estructural.

Geological-structural model of the VEN1 deposit of the northwest of the lake of Maracaibo

Abstract

This work aimed to elaborate the structural model of the VEN1 deposit to establish the geometry and the architecture of the same and to create structural maps -of the horizons that delimit the accumulation of hydrocarbons and the units of geological importance- in order to detect new exploitation areas. The methodology followed was based on the review of the reservoir information through document analysis and content analysis, data information from 34 new wells and the use of the Rockwell 16 computerized package. The structure of the reservoir was defined as anticlinal, showing a slight NW-SE dip and few structural features of great extent, except for two main faults located in the Northeast and South. It is concluded that the best area for the important accumulation of hydrocarbons is located in the northwest and southwest of the reservoir.

Keywords: exploration of hydrocarbons; VEN1 oil deposit; lake of Maracaibo; structural model.

1. INTRODUCCIÓN

A fin de aprovechar al máximo la acumulación de hidrocarburos y alcanzar las metas y la exigencia del mercado de la industria petrolera se busca disminuir el nivel de incertidumbre de las características geológicas de dichos yacimientos mediante una constante elaboración de modelos estáticos que permitan la aplicación de sucesivos planes de explotaciones. Bajo esta perspectiva, el modelado de un yacimiento es el paso final en el proceso de la caracterización de yacimientos, el cual consiste en la construcción de modelos geológicos múltiples de alta resolución, el escalamiento y la realización de las simulaciones del flujo.

El modelo geológico constituye un compendio de las características y propiedades estáticas de un yacimiento. Consta de modelos más detallados, de acuerdo con las diversas disciplinas de la geología, es decir, un modelo geológico consta de otros tres modelos: el estructural, el sedimentario-estratigráfico y el litológico. Uno de los objetivos del modelo geológico es determinar la heterogeneidad del yacimiento e identificar su influencia en las propiedades petrofísicas de las rocas y en las características que tendrá el flujo de fluidos al momento de la producción de hidrocarburos.

En ese orden de ideas, específicamente el modelo geológico estructural está relacionado con los esfuerzos y deformación que determinan el tipo y orientaciones de la estructura que forma el yacimiento; se refiere en concreto a la definición de la estructura geológica y límites que presenta el yacimiento, es decir, la arquitectura o esqueleto que lo conforma.

La importancia de la elaboración de un modelo geológico estructural radica en que permite la descripción exacta de los yacimientos, establecer la geometría y la arquitectura del yacimiento, crear mapas estructurales (superficies) de los diferentes horizontes que delimitan la acumulación de hidrocarburos (tope y base) y de las unidades de importancia geológica y, de esta forma, detectar nuevas zonas de explotación; aspectos que constituyen el objetivo de este trabajo.

La geología estructural en el complejo de las disciplinas geológicas es muy importante (Belousov 1979). Sin un conocimiento correcto de la morfología de las formas estructurales es imposible efectuar un levantamiento geológico, ya que el geólogo casi siempre se ve obligado a restablecer el aspecto completo de las formas estructurales, basándose en las observaciones fragmentarias de afloramientos aislados.

La realización del presente estudio parte de la necesidad de incrementar la capacidad de explotación de yacimiento VEN1. La unidad de explotación del lago de Maracaibo tiene como objetivo primordial la caracterización de los

yacimientos pertenecientes al campo para generar planes de explotación que permitan incrementar el factor de recobro.

El yacimiento *VEN1*, de edad Eoceno (Fm. Misoa), *está ubicado en el área noroeste del lago de Maracaibo*. Contiene un petróleo original en sitio (POES) de más de un millón de barriles, con un factor de recobro total estimado en 24,7 %.

Hoy día no se cuenta con actualizaciones sobre el modelo geológico estructural del yacimiento *VEN1 del área noroeste del lago de Maracaibo*, lo que imposibilita el reconocimiento de los rasgos estructurales del mismo que aporten conocimientos sobre el área y sirva como una herramienta para los planes futuros de explotación. La empresa EXGEO (2005) presenta la clasificación e inventario de los mapas oficiales realizados en B6-B9 para áreas pertenecientes al noroeste del lago de Maracaibo; específicamente para la unidad *VEN1* muestra los mapas oficiales, tanto isópaco como estructural, sin las actualizaciones con los datos de los pozos desde el año 2005 a la actualidad.

2. MATERIALES Y MÉTODOS

Para la obtención de la data utilizada en esta investigación se hizo uso del análisis documental y el análisis de contenido. El primero fue empleado para la compilación de información técnica referida a los aspectos teóricos a desarrollar en el contenido de la investigación y se basó en la documentación bibliográfica; por su parte, el análisis de contenido se usó para recabar información puntualizada (datos y características) que se localizan dentro de informes, carpetas y reportes generados, programas, software, tanto de actividades operacionales como de bases de datos electrónicas pertenecientes a la empresa. La investigación fue desarrollada bajo un enfoque documental y un análisis cualitativo de la información obtenida de observaciones en el área de estudio. El esquema mostrado en la Figura 1 describe la metodología empleada para la investigación.

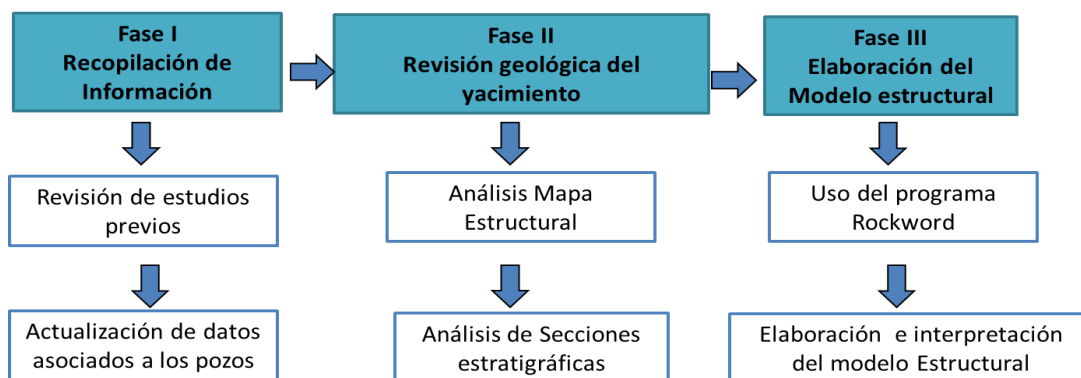


Figura 1. Metodología de la investigación.

Fase I. Recopilación de información

Revisión de estudios previos

La empresa EXGEO (2005) finalizó el estudio integrado de las áreas del noroeste del lago de Maracaibo y elaboró un modelo estratigráfico grueso de los miembros inferiores de la formación Misoa (de Juana et al. 1980) de edad Eoceno. Incertidumbres con respecto al modelo geológico conllevaron a realizar un proyecto para la revisión del mismo, a fin de generar confianza en la interpretación, para luego utilizarlo en el modelo de simulación.

Los objetivos primarios de la evaluación geológica fueron: la revisión de la información sedimentológica disponible (núcleos, muestra de canal y estudios previos), con la finalidad de definir patrón estratigráfico para las correlaciones; la correlación estratigráfica de los pozos del área que penetraron las arenas B inferior de la formación Misoa, para generar el modelo estratigráfico del área; la evaluación de los controles diagenéticos sobre la calidad del yacimiento y la integración de la información estratigráfica y estructural (interpretación de fallas en pozos, secciones estructurales, generación de mapas de trabajo para validar integración geológica) (Lazarde et al. 2000).

Este trabajo fue plenamente integrado con la evaluación geofísica, petrofísica y de ingeniería. La interpretación en conjunto de los datos de geología y sísmicos fue especialmente importante para resolver los controles estructurales y estratigráficos sobre la distribución del petróleo. Se requerían detalles sobre las capas de los intervalos productores para las simulaciones de los yacimientos.

De la misma forma, Chacín (2011) presentó el modelo petrofísico para el yacimiento XX1 (formación Misoa) del campo Tía Juana Lago, para definir y proponer nuevas localizaciones donde se encuentren las mejores propiedades petrofísicas, minimizando la incertidumbre y aumentando el porcentaje de éxito volumétrico de estos trabajos. Debido al grado de madurez del yacimiento y a la no disponibilidad de un modelo petrofísico confiable, se decidió desarrollar esta investigación que permita la estimación de las propiedades, un incremento en la certidumbre de perforación y los logros en materia de productividad. Para realizar el modelo petrofísico se utilizó la información de análisis de núcleos de los pozos LL-0773 y LL-0848, así como análisis físico-químicos de agua de formación provenientes de primeros pozos completados en el yacimiento.

Mediante el escalamiento núcleo-perfil se pudieron establecer los modelos petrofísicos para el modelo de arcillosidad (V_{sh}), porosidad (Φ) a través de

la generación del perfil sintético de densidad, permeabilidad (K) y saturación de agua (Sw), ajustados a la condiciones del reservorio. También se elaboraron los mapas de isopropiedades, de capacidad de almacenamiento y eficiencia de flujo del yacimiento; todo esto para visualizar la distribución de las mismas a lo largo del yacimiento y establecer las zonas de mejor calidad para un futuro plan de recuperación de reservas remanentes y explotación óptima del yacimiento en estudio.

Actualización y validación de los datos asociados a los pozos

En esta etapa se actualizaron los datos asociados a los 34 pozos pertenecientes al yacimiento; se realizó la migración de toda la data recopilada (coordenadas UTM de los pozos, desviaciones, topes estratigráficos, profundidades, entre otros) al paquete computarizado Rockwell 16. Finalizada la búsqueda se procedió a la validación de la información. En la Tabla 1 se muestran los datos de los 34 pozos que representan el yacimiento VEN1; se especifican topes y bases de cada pozo, incluyendo la elevación de la mesa rotaria. La totalidad de los pozos pertenece a las arena B7 de la formación Misoa.

Tabla 1. Pozos pertenecientes al yacimiento VEN1

N°	UWI	LAYER NAME	TOPE	BASE	ESTADO	ELEV MR	TOPES-MR	BASE-MR	COORDENADAS	
									NORTE	ESTE
1	005 1LL 418 0	B-7	5 332	5 603	Oficial MEM	19	5 313	5 584	231 338	1 127 922
2	005 1LL 451 0	B-7	5 072	5 350	Oficial MEM	19	5 053	5 331	231 094	1 129 986
3	005 1LL 457 0	B-7	5 092	5 325	Oficial MEM	19	5 073	5 306	230 024	1 128 812
4	005 1LL 464 0	B-7	4 900	5 153	Oficial MEM	19	4 881	5 134	229 666	1 129 294
5	005 1LL 563 0	B-7	4 780	5 034	Oficial MEM	19	4 761	5 015	229 540	1 130 326
6	005 1LL 565 0	B-7	5 008	5 272	Oficial MEM	19	4 989	5 253	230 498	1 129 916
7	005 1LL 694 0	B-7	4 880	5 128	Oficial MEM	19	4 861	5 109	229 559	1 127 708
8	005 1LL 703 0	B-7	5 096	5 299	Oficial MEM	19	5 077	5 280	230 404	1 125 714
9	005 1LL 717 0	B-7	5 175	5 400	Oficial MEM	19	5 156	5 381	230 788	1 127 503
10	005 1LL 718 0	B-7	5 164	5 406	Oficial MEM	19	5 145	5 387	231 023	1 125 445
11	005 1LL 721 0	B-7	5 457	5 717	Oficial MEM	19	5 438	5 698	230 196	1 124 818
12	005 1LL 756 0	B-7	5 320	5 547	Oficial	19	5 301	5 528	232 067	1 125 442

								MEM					
13	005	1LL	768	0	B-7	4 608	4 860	Oficial MEM	19	4 589	4 841	229 072	1 129 226
14	005	1LL	795	0	B-7	5 246	5 496	Oficial MEM	19	5 227	5 477	229 837	1 125 298
15	005	1LL	968	0	B-7	5 640	5 858	Oficial MEM	19	5 621	5 839	233 030	1 123 932
16	005	1LL	1033	0	B-7	5 270	5 513	Oficial MEM	19	5 251	5 494	230 859	1 128 130
17	005	1LL	1168	0	B-7	5 143	5 382	Oficial MEM	21	5 122	5 361	229 201	1 125 572
18	005	1LL	1247	0	B-7	5 348	5 615	Oficial MEM	21	5 327	5 594	231 702	1 127 441
19	005	1LL	1257	0	B-7	5 176	5 435	Oficial MEM	21	5 155	5 414	230 859	1 129 433
20	005	1LL	1336	0	B-7	5 261	5 493	Oficial MEM	31	5 230	5 462	229 563	1 125 092
21	005	1LL	1370	0	B-7	5 587	5 660	Oficial MEM	31	5 556	5 629	231 261	1 124 129
22	005	1LL	1605	0	B-7	5 270	5 370	Oficial MEM	33	5 237	5 337	230 923	1 128 754
23	005	1LL	1611	0	B-7	5 717	5 902	Oficial MEM	33	5 684	5 869	233 372	1 123 451
24	005	1LL	1862	0	B-7	5 382	5 600	Oficial MEM	33	5 349	5 567	231 577	1 128 473
25	005	1LL	1863	0	B-7	5 084	5 350	Oficial MEM	33	5 051	5 317	230 243	1 129 367
26	005	1LL	1874	0	B-7	5 298	5 536	Oficial MEM	33	5 265	5 503	231 992	1 126 166
27	005	1LL	2705	0	B-7	5 690	5 896	Oficial MEM	33	5 657	5 863	233 646	1 123 997
28	005	1LL	2934	0	B-7	5 422	5 650	Oficial MEM	33	5 389	5 617	232 351	1 125 685
29	005	1LL	2941	0	B-7	5 650	5 924	Oficial MEM	33	5 617	5 891	232 596	1 123 620
30	005	1LL	2954	0	B-7	5 098	5 378	Oficial MEM	33	5 065	5 345	230 811	1 126 025
31	005	1LL	3120	0	B-7	5 069	5 400	Oficial MEM	33	5 036	5 367	230 008	1 125 799
32	005	1LL	3188	0	B-7	5 010	5 340	Oficial MEM	33	4 977	5 307	230 182	1 126 865
33	005	1LL	3554	Y	B-7	5 570	5 899	Oficial MEM	38	5 532	5 861	230 883	1 127 896
34	005	1TJ	262	0	B-7	4 783	4 966	Oficial MEM	19	4 764	4 947	229 834	1 130 816

Fase 2. Revisión geológica del yacimiento

En esta etapa y sobre la base de la información geológica recabada del yacimiento VEN1 se muestra el mapa estructural del yacimiento, así como también de dos secciones estratigráficas.

Análisis del mapa estructural

Definir la estructura del yacimiento corresponde a la etapa inicial de la modelación estructural del yacimiento, de manera que los resultados obtenidos del modelo puedan ser comparados con el mapa estructural oficial. La Figura 2 muestra el mapa estructural del yacimiento VEN1.

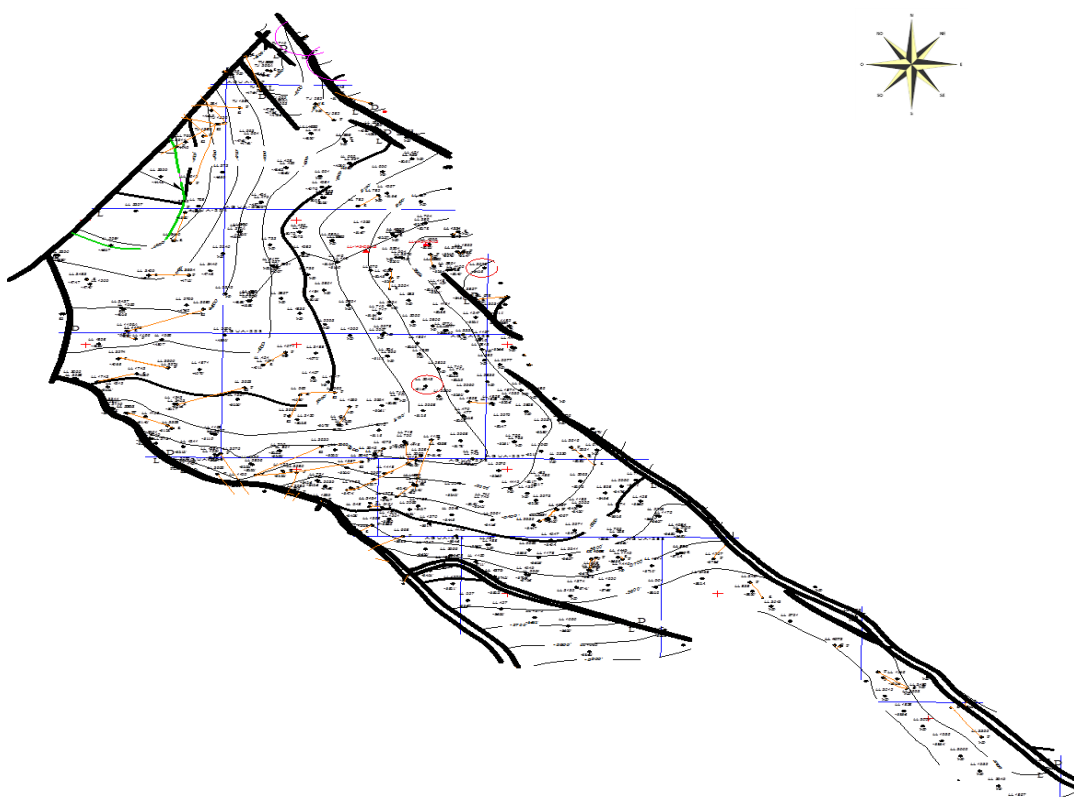


Figura 2. Mapa estructural del yacimiento VEN1.

En sentido general, las curvas estructurales que definen el tope del yacimiento tienden a ser suaves, mostrando un buzamiento que aumenta ligeramente en el mismo sentido NO-SE; va desde una profundidad de 4500´ al extremo norte, hasta 5900´ en el extremo sureste del yacimiento. Las estructuras que controlan el yacimiento son mucho más evidentes en el mapa estructural. Dos fallas de gran extensión (con dirección NO-SE) delimitan el yacimiento al suroeste y noreste, mientras que el límite noroeste está definido por una falla casi perpendicular (dirección SO-NE). Por último, el límite sureste está definido por la curva estructural de - 5900´.

Además de los rasgos estructurales ya descritos, dentro del yacimiento destaca la falla ubicada al sur, la cual es oblicua a las fallas principales y presenta un salto de 180', aproximadamente.

En la zona norte, las fallas de corta extensión forman un pequeño horst o alto estructural, el cual puede relacionarse con el comportamiento en "echelon" de la falla que bordea el noreste del yacimiento.

Desde un punto de vista general, el yacimiento se encuentra poco afectado por elementos estructurales, con las claras excepciones del alto estructural al norte y la falla con 200 pies de salto ubicado al sur, la cual podría tener un comportamiento sellante, ya que el salto de falla es mucho mayor que los espesores en esta zona.

Análisis de secciones estratigráficas

Las secciones estratigráficas y estructurales se realizaron mediante la función *X section* del software *Geography Discovery*, procedimiento que se hizo, en primer lugar, seleccionando los pozos deseados en cada sección.

Fase III: Elaboración del modelo geológico

En esta fase se incluyeron dentro del programa Rockwell 16 el total de 34 pozos asociados al yacimiento, coordenadas, profundidades del tope a la base, así como también la litología. Se compararon los mapas oficiales junto a un modelo tridimensional del tope del yacimiento. Finalmente, se interpretaron los resultados obtenidos de la elaboración del modelo.

3. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

3.1. Unidades geológicas para el modelo estructural

Para la realización del modelo estructural se tomaron los datos de los 34 pozos perforados, los cuales se encuentran asociados al yacimiento VEN1 del área noroeste del lago de Maracaibo. Se consideró como tope el miembro Santa Bárbara, perteneciente a la formación La Rosa, la discordancia del Eoceno y las arenas B (formación Misoa) como base B-7, tal como se refleja en la Figura 3.

Descripción Litológica	Litología	Unidades Geológica	Formación	Edad
Lutitas gruesas marinas con intercalaciones locales de arenas		Lutitas La Rosa	La Rosa	Mioceno
Arena basal con intercalaciones de arcillas laminares		Santa Barbara	la Rosa	
Gruesas capas de lutitas frecuentemente limolítica y carbonacea intercaladas con		Arena B1 - B6	Misoa	Eoceno
Areniscas masivas de grano fino con intercalaciones de lutitas				

Legenda:

Descripción	Simbología
Discordancia del Mioceno	

Figura 3. Unidades geológicas seleccionadas para el modelo estructural.

3.2. Mapa base de isolíneas

La información registrada de los pozos 34 pozos que conformaron el estudio permitió crear la base de datos a través de la herramienta Rockwell 16, en la cual se introdujeron todas las variables descritas en la Tabla 1. En la primera fase fue necesario asignar el nombre por pozo, su coordenada, su profundidad y elevación, para luego actualizar las unidades en la que se reflejaran los datos bajo el sistema inglés. Así mismo se cargaron los intervalos de profundidad de cada una de las unidades geológicas para configurar el mapa base estructural del yacimiento VEN1 (Figura 4), donde se muestra la distribución de los pozos y sus contornos.

Según los análisis obtenidos del yacimiento, al observar detalladamente el mapa base de contornos se hace evidente la existencia de una variabilidad de espesores en toda el área analizada.

En el mismo pueden distinguirse dos comportamientos claramente diferenciados: las curvas tienden a ser paralelas y relativamente frecuentes en las zonas ubicadas en el extremo sur del área en estudio, mientras que en el área norte estas tienden a ser más espaciadas y a poseer morfologías más suaves y "concéntricas".

El comportamiento de las curvas de isolíneas viene dado, en primer lugar, por la influencia de la falla ubicada al sur, lo cual puede estar cortando, de manera relativamente brusca, la continuidad de esta arena; mientras que, por otra parte, este tipo de depósitos tiende a acuñarse a los bordes del yacimiento. Los límites norte, este y oeste poseen mayores espesores que al sur.

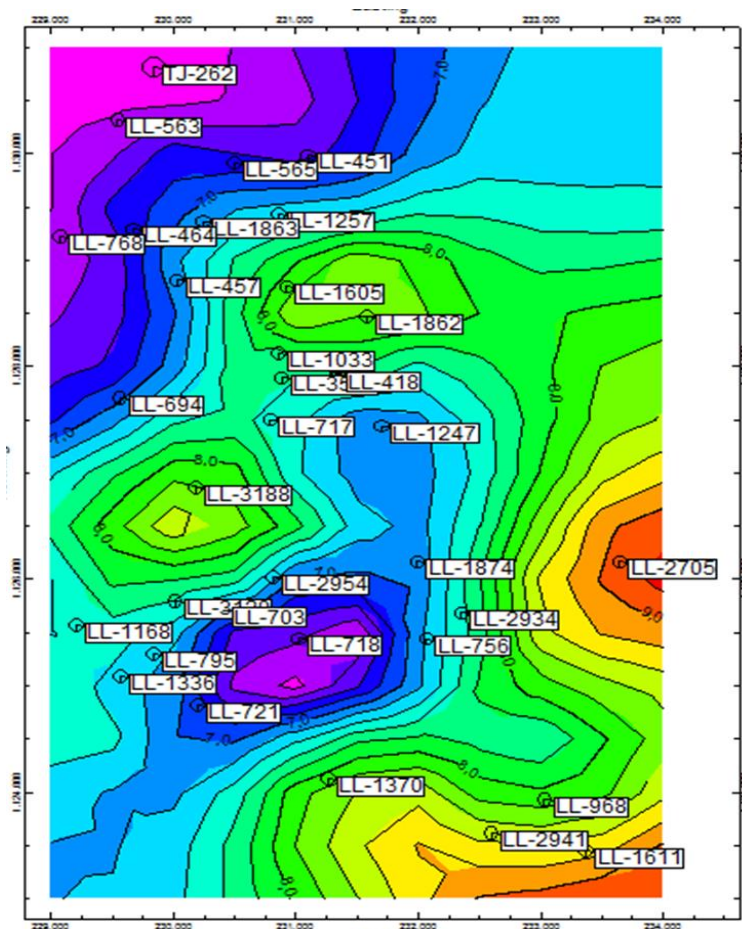


Figura 4. Mapa base de isótopos, base del yacimiento generado por el programa Rockwell 16.

Por otra parte, en la zona central del yacimiento tienen menores espesores, con la clara excepción de una zona, ubicada al noreste del yacimiento, que se caracteriza por presentar curvas de isótopos concéntricas y con mayor espaciado, lo que implica un aumento en los espesores.

Este espesor, relativamente anómalo en la zona, pudiera tener su origen en dos causas: la primera, una mayor subsidencia local, lo que permitió que existiera un mayor espacio de acomodación, dando como resultado mayor espesor de sedimentos; o por otra parte, pudiera ser indicio de una falla, que permitiera la repetición de este estrato.

De acuerdo con lo reflejado en el mapa base de isótopos conforme a los espesores, las zonas más prospectivas se encuentran al noroeste y hacia el suroeste del mismo; esto puede estar asociado a la composición y propiedades de las arenas, lo cual permite una mayor acumulación de material orgánico.

3.3. Modelo tridimensional del tope del yacimiento

A partir de lo anteriormente descrito se procedió a digitalizar los mapas estructurales e isópaco, con el fin de generar un modelo 3D del tope en el cual se puedan apreciar las características físicas del yacimiento, específicamente su buzamiento, el cambio de pendientes, así como el salto de falla. En las Figuras 5 y 6 se observa un modelo basado en los datos estructurales, topes y mapa estructural.

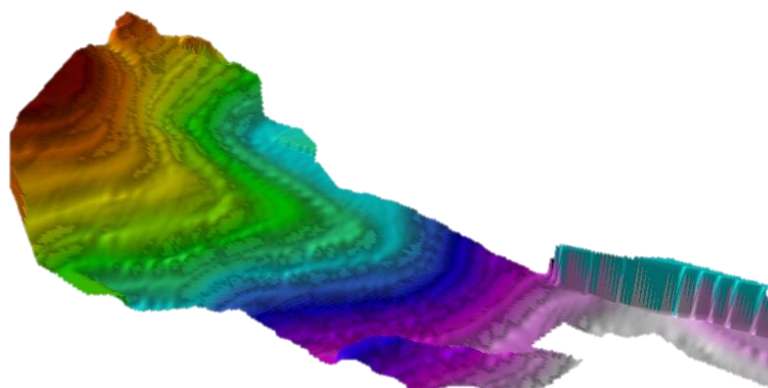


Figura 5. Vista del tope estructural del yacimiento (norte: línea verde).

En la Figura 6 es más evidente el cambio brusco de la superficie, correspondiente al salto producido por la falla (círculo rojo).

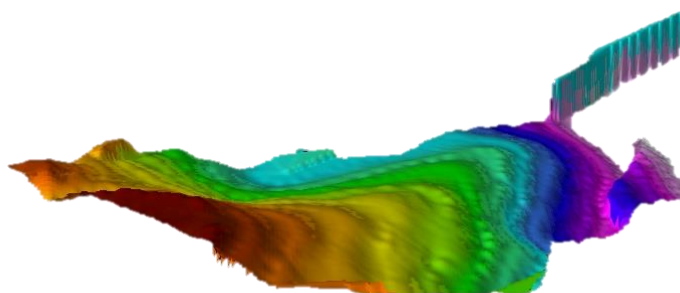


Figura 6. Vista 2 del tope estructural del yacimiento (norte: línea verde).

El buzamiento general del yacimiento es de bajo grado, en dirección SE, lo cual permite una buena segregación gravitacional del hidrocarburo, así como un buen seguimiento de las facies y electrofacies a lo largo de todas las arenas presentes.

3.4. Modelo estructural

Para obtener mayor precisión en cuanto a la interpretación de las unidades geológicas se generó, a través de Rockwell 16, un modelo estructural en tres dimensiones del yacimiento, el cual se muestra en la Figura 7.

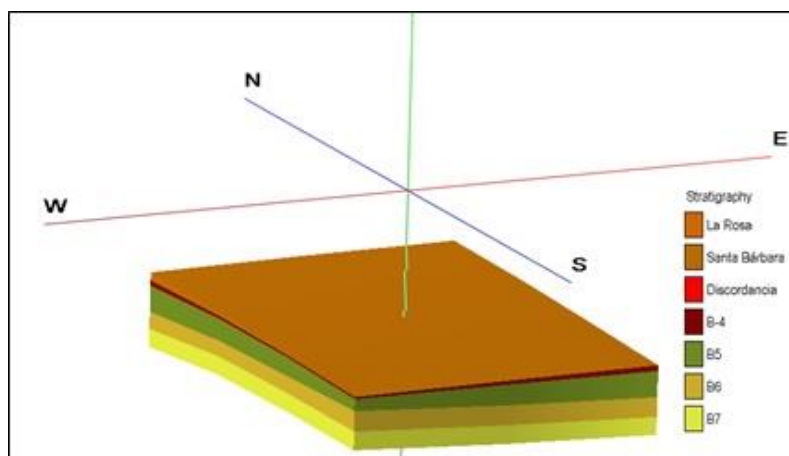


Figura 7. Vista principal del modelo estructural.

La vista reflejada por el modelo indica claramente las características físicas del yacimiento; se muestra la litología de cada formación, además de la discordancia presente a lo largo del yacimiento. Se observa un acuñaamiento en sentido suroeste; las variaciones mayores se dan en los bordes del yacimiento, los cuales están influenciados por las fallas que lo delimitan (mapa estructural).

En la siguiente vista (Figura 8) se evidencia que el yacimiento constituye un anticlinal con buzamiento al noroeste-sureste, con ligera inclinación. Sin embargo, a pesar de ello las características del yacimiento permiten la acumulación de hidrocarburos y la producción del mismo.

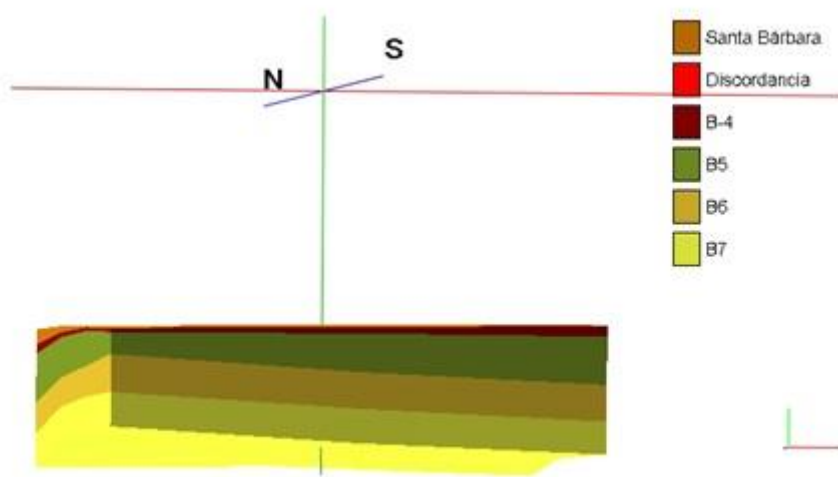


Figura 8. Vista 2 del modelo estructural.

Una vez elaborado el modelo estructural, el cual concuerda con la revisión de los mapas oficiales del yacimiento, la interpretación de las características físicas y la revisión documental de la producción del mismo, se puede inferir

que la mejor zona de importancia geológica es en sentido noroeste-sureste, específicamente en la zona central del yacimiento, representada por los pozos LL 2954/703/795/1336/1168/721, los cuales han sido explotados y producen petróleo de 23 Api, aproximadamente.

4. CONCLUSIONES

- El modelo estructural mostró la geometría del yacimiento, la cual está representada por un anticlinal con un ligero buzamiento en sentido NO-SE. Se percibió un acuñamiento en dirección sur. La interpretación, con base en el modelo estructural, permitió identificar los pozos LL 2954/703/795/1336/1168/721. Estos cuentan con las mejores condiciones para el aprovechamiento de hidrocarburos, lo cual fue interpretado de manera geológica y con revisión de producción. Se destacó que la mejor zona se encuentra en sentido noroeste-sureste del yacimiento.

5. REFERENCIAS

- BELOUSOV, V. V. 1979: *Geología estructural*. Vol. 2. Mir, Moscú.
- CHACÍN, A. 2011: Modelo petrofísico para el yacimiento B-5-X.09, formación Misoa del campo Tía Juana Lago. Disponible en: http://tesis.luz.edu.ve/tde_arquivos/99/TDE-2012-04-30T08:10:44Z-2900/Publico/chacin_delgado_angel_alberto.pdf
- DE JUANA, C. G., DE AROZENA, J. M. I., & CADILLAT, X. P. 1980: *Geología de Venezuela y de sus Cuencas Petrolíferas* (Vol. 2). Foninves.
- EXGEO, C. P. 2005: Actualización y revisión del modelo estático y dinámico y plan para el desarrollo del yacimiento LL-05. Maracaibo, Edo Zulia.
- LAZARDE, H., RIVAS, J. I., BRACHO, M., GONZALEZ, M., MOODY, J., RODRIGUEZ, G & PUCHE, E. J. 2000: Caracterización Geológica de las Arenas B-6, Formación Misoa en el Noreste de Tia Juana, Lago de Maracaibo. En: *7th Simposio Bolivariano-Exploracion Petrolera en las Cuencas Subandinas*. Septiembre 2000

Maria A. Pirela-Medina, pirelamariaalicia@gmail.com

Máster en Prospección y Exploración de Yacimientos Gaso-petrolíferos.
Universidad Rafael María Baralt. Departamento de Ingeniería.
Cabimas, Estado de Zulia, Venezuela.

Robert Ramírez-Hernández, robertrh@upr.edu.cu

Profesor Auxiliar. Máster en Ciencias
Departamento de Geología, Facultad de Ciencias Técnicas,
Universidad de Pinar del Río, Cuba.

Monitoring of flank wear and damage in high-speed end milling inclined surfaces of hardened steel AISI D6

Yanier Sánchez-Hechavarría
Maritza Mariño-Cala
Luis Ángel Brito-Sauvanell
Frank Sanabria-Macias

Abstract

Cutting tool condition monitoring system in the industry is mainly used to detect tool wear, breakage and chatter on the tool. In this paper, tool wear with two inclination surfaces angles was investigated in end milling inclined surface using cutting force signals. This study is focused in the time domain radial force amplitude analysis and Root Mean Square (RMS) values for tool wear monitoring in milling process. The RMS value of the radial cutting force is increased with the flank wear and inclination angle increases. The analysis of the RMS values of the radial cutting force can be effectively used for the tool wear progression monitoring during milling operations. It was confirmed that in end milling inclined surface the predominant mechanism of damage is adhesive-abrasive.

Keywords: milling; monitoring; inclined surfaces; wear; mechanism of damage; cutting force.

Supervisión del desgaste y deterioro de flancos en fresado extremo de alta velocidad en superficies inclinadas de acero endurecido AISI D6

Resumen

Los sistemas de monitoreo de las condiciones de la herramienta de corte son principalmente usados en la industria para detectar desgaste, rotura y vibraciones auto-excitadas. En este artículo se investiga el desgaste de la herramienta en el proceso de fresado de superficies inclinadas, con dos ángulos de inclinación, usando las señales de fuerza de corte. Este estudio se enfoca en el monitoreo del desgaste en el proceso de fresado a través del análisis de la amplitud de la señal de fuerza radial en el dominio del tiempo y los valores de la Raíz Media Cuadrática (RMS). Se determinó que los valores de RMS se incrementan con el aumento del desgaste de flanco y el ángulo de inclinación de la superficie. Los valores de RMS de la fuerza de corte radial son usados efectivamente para el monitoreo de la progresión del desgaste de la herramienta durante operaciones de fresado. Se confirmó, además, que el mecanismo de desgaste de la herramienta de corte en el proceso de fresado de superficies inclinadas es predominantemente adhesivo-abrasivo.

Palabras clave: fresado; superficies inclinadas; monitoreo; desgaste; mecanismos de desgaste; fuerza de corte.

1. INTRODUCTION

In manufacturing industries milling is generally used to produce parts which are not axially symmetric and have many features such as holes, slots, pockets and three dimensional surfaces contours. This process is capable of producing machine elements with complex shapes and high surface quality, such as molds and dies, gears, shafts, blades, etc. The productivity of machining processes, as well as the integrity of the machined surface are strongly related to the tool wear and tool life. Tool wear, hence, becomes the key factor in the machining processes. If a worn tool is not identified beforehand, significant degradation of the workpiece quality can occur. Therefore, research in this area is still of great significance (Jozić, Bajic & Topic 2012).

1.1. Tool wear

Three causes of damage are qualitatively identified: mechanical, thermal and adhesive. Mechanical damage, which includes abrasion, chipping, early fracture and fatigue, is basically independent of temperature. Thermal damage, with plastic deformation, thermal diffusion and chemical reaction as its typical forms, increases drastically with increasing temperature (It should be noted that thermal diffusion and chemical reaction are not the direct cause of damage. Rather, they cause the tool surface to be weakened so that abrasion, mechanical shock or adhesion can then more easily cause material removal). Damage based on adhesion is observed to have a local maximum in a certain temperature range (Childs *et al.* 2000).

Wear is a loss of material on an asperity or micro-contact, or smaller scale, down to molecular or atomic removal mechanisms. It usually progresses continuously. Tribological processes leading to tool wear occur at rake and flank face, as shown in Figure 1 (Childs *et al.* 2000; Grote & Atonsons 2009).

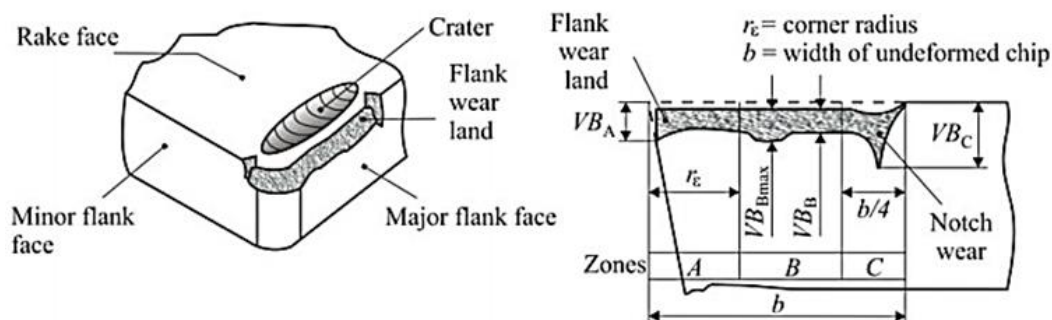


Figure 1. Form of tool wear (Jozić, Bajic & Topic 2012).

Flank wear is caused by friction between the flank face of the tool and the machined workpiece surface and leads to loss of the cutting edge. Therefore, flank wear affects the dimensional accuracy and surface finish quality. In practice, flank wear is generally used as the tool wear criteria (Jozić, Bajic & Topic 2012).

Criteria for the selection of the tool's end of life has to consider that the operations were carried out under a finish, where the fundamental requirement is to get a good surface finish and dimensional tolerances. For these operations flank wear VB should not exceed 0,2 mm for IT7 qualities and grades of 0,3 mm to IT8 (Diniz, Marcondes & Coppini 2010).

During milling process, the cutting edges periodically enter and exit the workpiece. Hence, it experiences stress and temperature cycling during cutting. This periodic coupled mechanical-thermal cycle produces alternating compression and tensile stresses on the tool that may exceed its strength. Even if the thermal stress amplitudes are not large enough to break the tool instantly, the thermal stress cycling causes gradual fatigue failure and wear of the tool. The temperature is a direct function of the relative speed and friction force between the materials in contact. Higher speeds result in more friction energy, which increases the temperature at the contact zone between the workpiece and the tool. As the flank wear increases, the tool workpiece contact area increases too (Altintas 2012; Jozić, Lela & Batić 2014).

1.2. Monitoring of the tool condition

Hence, tool wear becomes the key factor in the machining processes. If a worn tool is not identified previously, significant degradation of the workpiece quality can occur. Therefore, research in this area is of great significance. Several methods have been proposed to monitoring tool wear. There are two main categories: direct and indirect methods. With direct methods, it is possible to measure tool wear directly using some optical instrument such as video camera, which requires cutting operations to be interrupted periodically. Various indirect methods for tool condition monitoring (TCM) are used by modeling the correlation between tool wear and sensory signals, namely, the cutting force, torque, current, power, vibration, and acoustic emission acquired in machining processes (Sivasakthivel, Velmurugan & Sudhakaran 2010; Antić *et al.* 2013).

Kwon and Fischer (2003) have developed the tool wear index (TWI) and the tool life model, analyzing the wear surface areas and the tool material loss by means of micro optics, image processing, and an analysis algorithm. With relation to surface roughness, the TWI measures the minimum risk for

in-process tool failure, and it is integrated in an optimal control strategy according to criteria of productivity improvement and reduction of manufacturing cost.

Özel and other researchers (2009) have investigated the influence of cutting parameters on the tool flank wear and surface roughness in hard steel finish turning. Crater and flank wear of ceramic tool are observed with scanning electron microscopy (SEM) after corresponding runs. Linear regression and neural network models are developed for the prediction of tool flank wear and surface roughness. Lajis *et al.* (2008) have performed similar modeling methodology and measuring techniques in end milling of hardened steel.

1.3. Metallurgical Fundamentals

Hardness working steels, mainly applied in the tool and die making, allow the generation of a homogeneous and isotropic material microstructure. They are characterized by a high hardness, ductility, and pressure strength and possess a good dimensional stability during their heat treatment. Depending on the specific alloy composition and the heat treatment, the hardness can be varied between 50 and 70 HRC. Therefore, the high hardness of these materials can be reached by carbide precipitation and martensitic transformation (Tonshoff, Arendt & Ben-Amor 2000). Precipitation hardening, for instance, leads to an improvement of the stability of the workpieces under static and especially pulsatory loads. This leads to a considerably enhanced property profile compared to conventional die materials. Hence, the lifetime of forming tools can be improved drastically (Klocke *et al.* 2011).

Furthermore, powder metallurgical steels can be customized referring to the specific area of application with respect to their hardness, heat, and wear resistance or ductility. For instance, the method of spray-compacting permits the adjustment of an extreme wear resistant microstructure due to the high amount of embedded carbides (Piotrowiak *et al.* 2004; Klocke *et al.* 2011).

1.4. Milling inclined surfaces

During ball end milling of inclined surfaces, the inclination angle of the machined surface is variable, which affects the active length of cutting edge and working angle values. Consequently, this phenomenon influences cutting forces (Kitan, Kadhim & Abdulrazzaq 2011; Wojciechowski, Twardowski & Pelic 2014), and vibrations generated during machining process. From the literature survey it is also resulting, that surface inclination angle affects surface roughness (Vopát, Peterka & Kováč 2014), and the tool wear (Wojciechowski, Twardowski & Pelic 2014), during ball

end milling. Therefore, the reliable prediction of milling forces including surface inclination is significant for the simulation of the machinability, cutter wear, vibrations, as well as the surface quality.

Varying the angle of the milled surface produces a change in the value of the radial and axial components of the cutting force. An increase of the inclination angle of the surface causes an increase in the radial component of the cutting force and decreases the axial component. As the radial direction is a little rigid, a higher angle inclination of the milled surface causes greater vibrations and decreasing of tool life (Campa, López De Lacalle & Celaya 2011).

Tüysüz (2012) established that during finish milling of inclined surfaces, the displacements of the tool resulting from the action of the cutting force induce perpendicular vibrations to the axis of rotation of the tool and parallel vibrations to the advance vector. In addition, the radial force component produces perpendicular displacements to axis of rotation of the tool and to the advance vector.

During the milling of inclined surfaces, the tool end of life criteria must be established from the determination of the flank wear, as it is the predominant wear type.

(Vopát, Peterka & Kováč 2014) determined that in inclined surfaces milling the central wear is not verified, due to the fact that tool center has no contact with the piece, and this interaction is between the minimum effective diameter and the maximum effective diameter.

With the increasing of the radial component of the cutting force due to the low stiffness of the tool in this direction, an increase of the vibrations is produced and provokes dynamic instabilities and a decrease in tool life (Tüysüz 2012).

The purpose of this paper is to monitor the tool wear process during milling of inclined surfaces of hardened steel for cold work AISI D6 from the analysis the Root Mean Square (RMS) value of the radial cutting force. We also establish the flank wear progression and mechanisms that characterizes it.

2. EXPERIMENTAL METHOD

2.1. Equipment

The experiments were performed in a 3-axis CNC vertical machining center MORI SEIKI SV 40 with 22 kW of power in the spindle motor and a maximum tool rotation of 12 000 r/min. Cemented tungsten carbide inserts with coated TiAlN, were used for the milling tests. These inserts are

manufactured by SANDVIK COROMANT, their reference was R216F-16 40 E-L P10A and the tool holder reference was R216F-16A16C-063. The milling tool was changed after to obtain a maximum wear value.

Tool wear evolution during the tests was monitored using a QUIMIS stereomicroscope with 100X maximum magnification and MOTIC IMAGES PLUS 2.0 ML software. The end of the tool life was determined by a maximum flank wear (VB_{Bmax}) of 0,2 mm. During the test, the flank wear was measured at 100 passing of the tool on the workpiece.

After concluding the tests, the tools, were examined in a scanning electron microscope (SEM) JEOL JXA-840A, which provides higher magnification and has an energy dispersive X-ray spectrometer (EDS) resource that allows chemical elements to be identified and then facilitates wear mechanisms to be establish or at least deduced.

A KISTLER 9257BA stationary dynamometer, a National Instruments PCI-6025E analogical/digital data acquisition board and LabVIEW 8.5 software were used for 3-axis cutting force (F_x , F_y and F_z) measurements. The signals were processed with MatLab 2015 software. Cutting forces were measured before starting the tool wear tests, establishing its initial value and the magnitude of cutting force signals is obtained from RMS value.

In inclined milling surfaces, the tangential, radial and axial components of the cutting force on the tool, F_t , F_r and F_a , respectively, are functions of instantaneous angle (φ) in the feed direction and the axial immersion angle (κ), and can be obtained by:

$$\begin{bmatrix} F_t \\ F_r \\ F_a \end{bmatrix}_{tool} = \begin{bmatrix} -\text{sen}(\kappa)\text{sen}(\varphi) & -\text{cos}(\varphi) & -\text{cos}(\kappa)\text{sen}(\varphi) \\ -\text{sen}(\kappa)\text{cos}(\varphi) & \text{sen}(\varphi) & -\text{cos}(\kappa)\text{cos}(\varphi) \\ -\text{cos}(\kappa) & 0 & -\text{sen}(\kappa) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{bmatrix}_{workpiece} \quad (1)$$

When the cutting forces were measured while cutting a workpiece fixed onto the dynamometer, the components measured were parallel to the three axes of the machine tool (F_x , F_y and F_z) and, for our purposes, it was interesting to have the F_t , F_r and F_a component.

2.2. Workpiece material

The selected workpiece material was hardened cold-work tool steel AISI D6, with an approximate hardness of 62 HRC. AISI D6 tool steel is a high-carbon, high chromium tool steel alloyed with tungsten that is characterized by high compressive strength, high wear resistance, high surface hardness and good hardening stability. Chemical composition and mechanical properties are shown in Tables 1 and 2.

Table 1. Chemical composition of machined material AISI D6

Element	C	Mn	P max.	S max.	Si	Cr	W	V
wt. %	2,10	0,40	0,030	0,030	0,30	11,50	0,70	0,20

Table 2. Mechanical properties of machined material AISI D6

Hardness (HRC)	Elongation (%)	Compressive strength (MPa)	Modulus of elasticity (GPa)
Max. 62	30-32	1 320	194

Two workpieces were manufactured with dimensions of 265x215x125 mm and with inclinations of the surface to mechanize of 45° and 75°. The kinematics representation of movements of ball nose end mill was implemented in machining of the workpiece.

A free form surface can be milled using the horizontal downward strategy with two inclination angles. Both cases of ramping are shown in Figure 2.

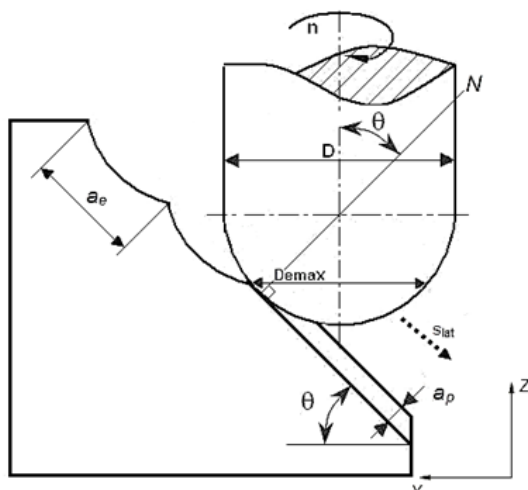


Figure 2. Horizontal downward milling.

2.3. Cutting conditions

All wear tests were carried out with the following parameters: axial depth of cut $a_p=0,15$ mm, radial depth of cut $a_e=0,15$ mm, feed per tooth $f_z=0,15$ mm/tooth. Experimental conditions are shown in Table 3.

Cutting speeds were selected in order to achieve the same value of cutting speed of the spindle 45° and 75° in two of the experimental conditions. The experiments were replicated 3 times to set the value of force and from which the tool reaches the maximum wear criteria, enabling the determination of the wear mechanism that produces the tool wear at the contact point between the tool and the workpiece.

Table 3. Experimental conditions

Condition	V_{Ceffe} (m/min)	θ ($^{\circ}$)	n (rpm)	D_{effmax} (mm)	f (Hz)
1	447,5	45	9 583	14,86	319,4
2		75	8 995	15,83	299,8

3. RESULTS AND DISCUSSION

Through off-line tools wear measurements, it could be confirmed that the dominant wear during milling of inclined surfaces hardened steel AISI D6 is located on the cutting tool flank (Figures 3 y 4). Following, the new tool ($VB=0$ mm), slightly worn tool ($VB\approx 0,140$ mm), and severely worn tool ($VB\geq 0,2$ mm) are shown.

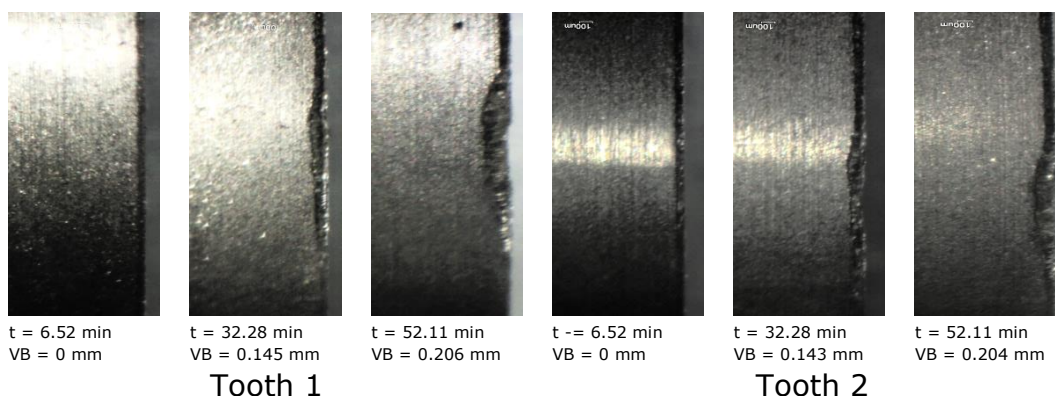


Figure 3. Flank wear obtained for condition 1.

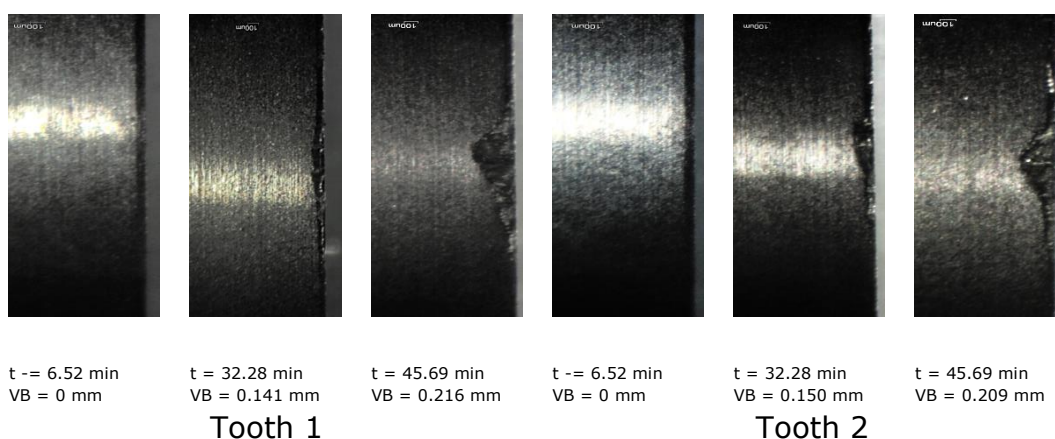


Figure 4. Flank wear obtained for condition 2.

In Figure 3, it can be observed that the tools used in the experimental condition 1 the wear of the two teeth of the mill is almost the same, but did not happen in the experimental condition 2 (Figure 4), which shows that the middle wear point has a variation of 9 mm in the tooth 1 with respect to the tooth 2, this difference is reduced at the end of life of the tool to 6 mm. This

is associated with a higher cutting tool radial deflection produced by the increase of the radial force due to the increase of the inclination of the milled surface (De Oliveira 2007). The arguments of this author allows to say that, through on-line monitoring of the radial component of the cutting force can predict progression of the process of flank wear of the cutting tool till reach the end of life criteria and to determine the mechanisms that will produce flank wear.

3.1. Monitoring flank wear through the analysis of the RMS of the radial cutting force

The raw signals of the cutting forces in three axis are analyzed in time domain as showed in Figure 5. The time domain is plot different cutting forces which are tangential cutting force (F_t), radial cutting force (F_r), and axial cutting force (F_a). This figure shows that the axial cutting force (F_a) is higher than F_t and F_r during the end milling process.

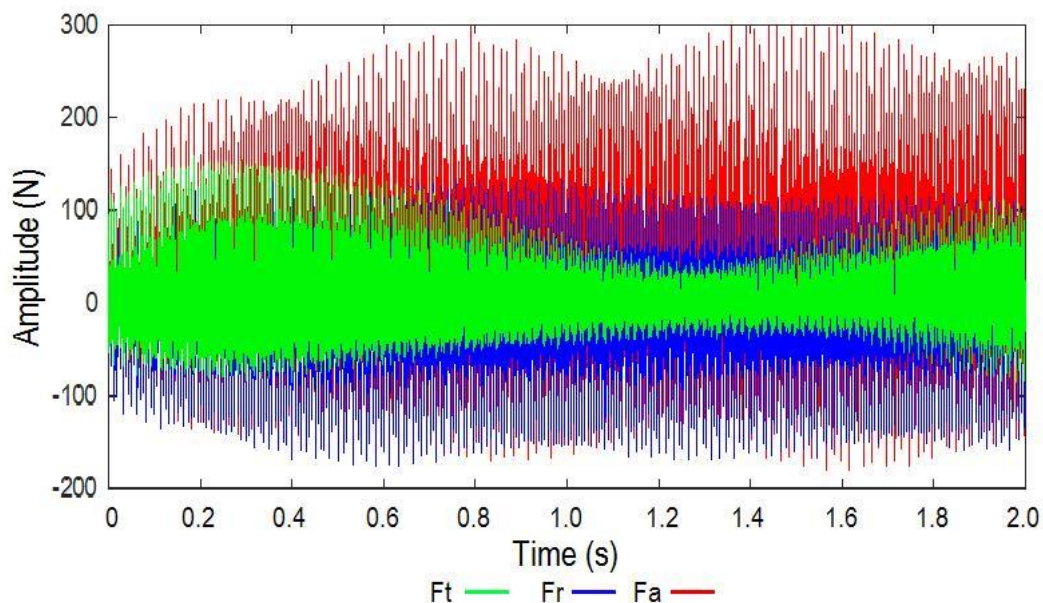


Figure 5. Plots of cutting force signals in time domain at $\theta = 45^\circ$.

Figure 6 presents the radial cutting force in time domain for both inclination angles of the milling surface, for the specific flank wear values. Based on the Figures 3 and 4, the amplitude of the radial cutting force signals is increased with the flank wear increasing, until the criteria $VB=0,2$ mm is reached. It clearly shows that the tool flank wear caused the radial cutting force increase. Besides that, the increasing of inclination angle (θ) also makes the signal amplitude increased.

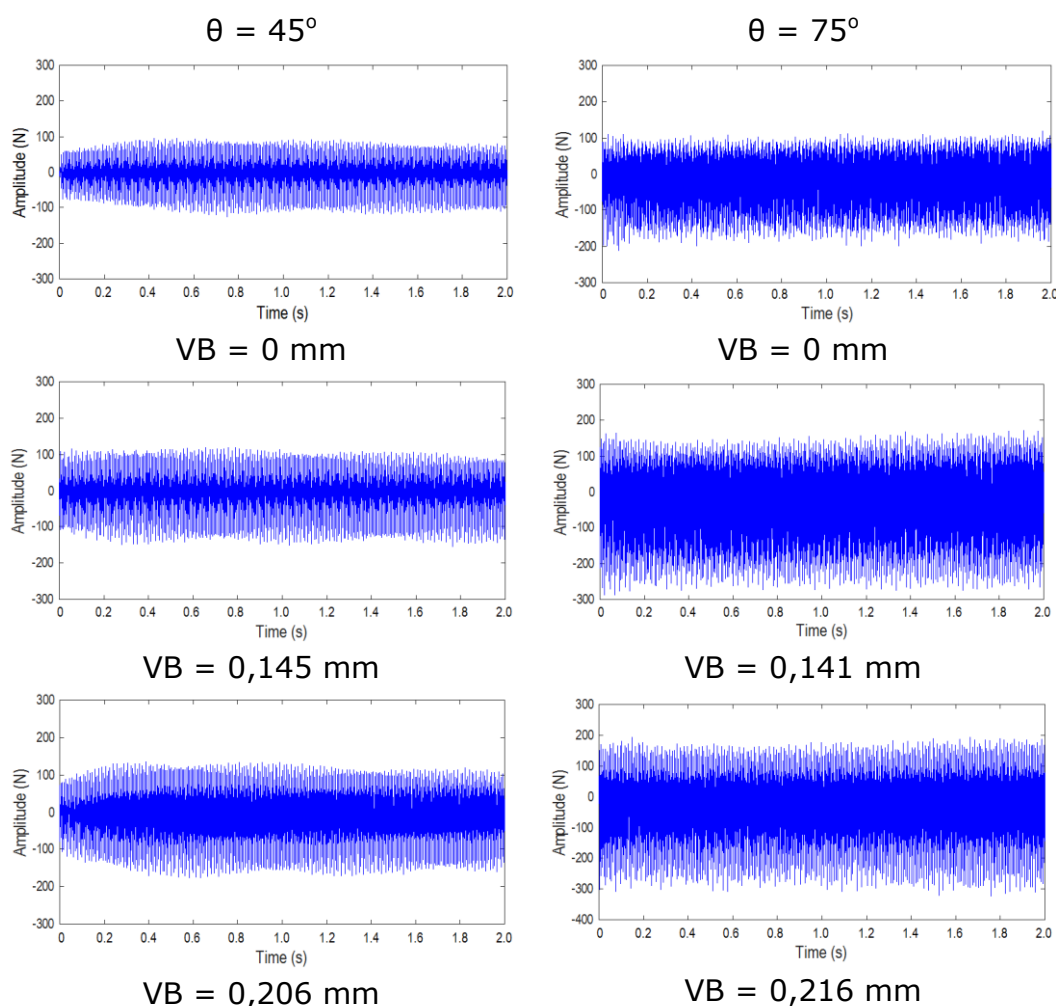


Figure 6. Time domain for the radial cutting force direction at specific flank wear, VB.

To set RMS values near to the criteria of lifetime ending, tool wear progression versus time curve was made (Figure 7). Taking into account this, RMS values near to maximum wear were determined to carry out on-line monitoring and set as calibration values 25,15 for experimental condition 1 and 36,07 for experimental condition 2. Calibration values are colored in red (Table 4).

Figure 7 clearly shows that the tool used during inclined surface milling with 75° (condition 2) reached first the end of life criteria than the tool used during milling inclined surface with 45° (condition 1), a point that as discussed previously, is associated with the increase of the radial cutting force component.

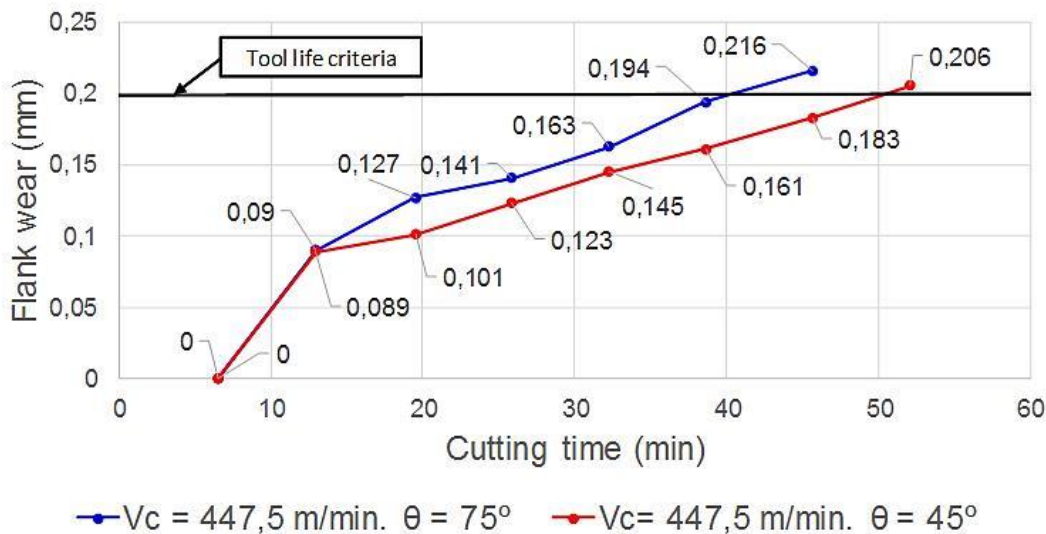


Figure 7. Flank wear progression in function of time.

Sánchez and other researchers (2016) proved that the increasing of the inclination angle of the milled surface from 45° to 75° produces an increase in RMS of the radial and tangential components of cutting force, this indicates that the vibrations which are generated during milling inclined surfaces are affected by the variation of the inclination of the milled surface. In Figure 8, the curve of variation of RMS value against the progression of flank wear of the tool is shown. This figure shows that the RMS value of the radial force signal increases with the increasing flank wear, observing also that the RMS values for the experimental condition 2 are higher than for the experimental condition 1 in all cases.

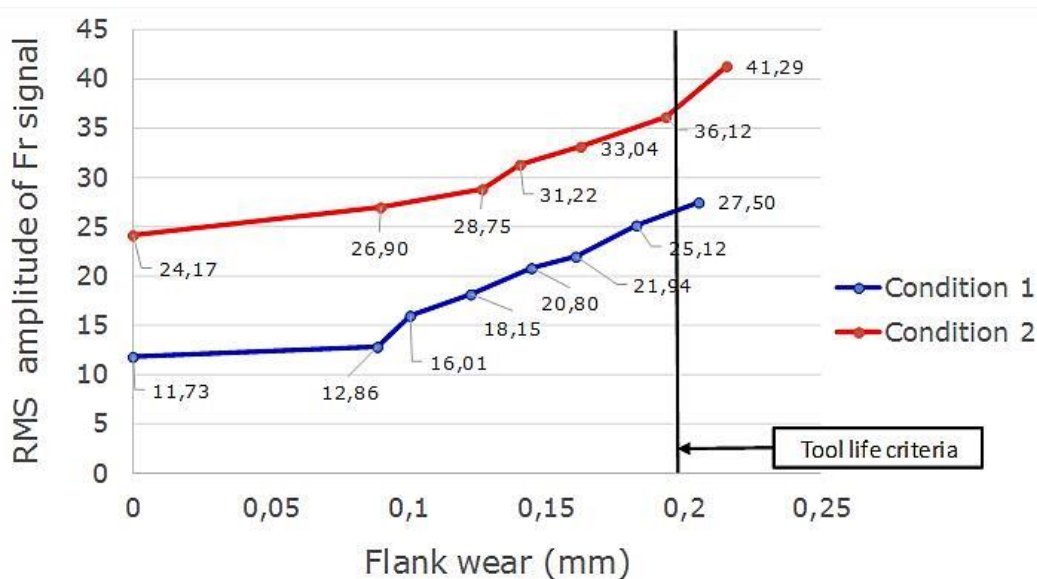


Figure 8. RMS amplitude of the radial cutting force signal in function of flank wear.

The values of RMS of radial force signal and flank wear measurement for each set of experiments are also presented in Table 4. Based on this table, the values RMS are increased with the tool wear and cutting time increasing.

Table 4. Value RMS with flank wear progression

Condition 1 ($\theta = 45^\circ$)		Condition 2 ($\theta = 75^\circ$)	
VB (mm)/time (min)	RMS Value	VB (mm)/time (min)	RMS Value
Replica 1			
0/6,52	11,73	0/6,52	24,17
0,145/32,28	20,80	0,141/25,87	31,22
0,183/45,69	25,12	0,194/38,60	36,12
0,206/52,11	27,50	0,216/45,69 min	41,29
Replica 2			
0/6,52	11,68	0/6,52	24,20
0,146/32,28	21,05	0,138/25,87	31,17
0,190/45,69	25,18	0,191/38,60	35,99
0,203/52,11	27,46	0,214/45,69 min	41,27
Replica 3			
0/6,52	11,65	0/6,52	24,19
0,146/32,28	21,02	0,140/25,87	31,20
0,189/45,69	25,16	0,193/38,60	36,09
0,205/52,11	27,49	0,213/45,69 min	41,24

The increasing of the value of RMS is due to the widening of the contact of surface area between the work piece and the tool, so a larger value of RMS is produced due to the increase of the radial force amplitude. This is the same that has been established by previous studies in which a RMS value indicates an increase of the tangential and radial cutting force and vice versa (Sánchez *et al.* 2016). The results shown in Table 4 allow monitoring the wear process of the cutting tool and predict time wear criteria of tool during the milling process of inclined surfaces.

In front end milling processes, the increase of the radial force causes radial deflection of the tool that induces a biggest gap between the consecutive passes of the teeth causing the appearance of regenerative vibrations due to the chatter phenomena, which is related to the appearance of dynamic instabilities.

3.2. Wear mechanisms

A microanalysis using Scanning Electron Microscopy (SEM) and an energy dispersive X-ray spectrometer (EDS) was performed on the coated tool in two conditions. In Figure 9, it can be seen that during milling of the condition 1, appear fissures evidencing abrasive wear and cracks in the central area of wear. In this condition the values of RMS of the radial force signal are lower, indicating that the process of milling inclined surface is dynamically more stable. The presence of tungsten in the wear area is due to the presence of this material in the core of the tool, the coating is lost. The presence of titanium in the periphery of the worn area may indicate that there is still coating material in that area. These cracks are caused by the increased value of the radial force that produces the radial deflections of the tool.

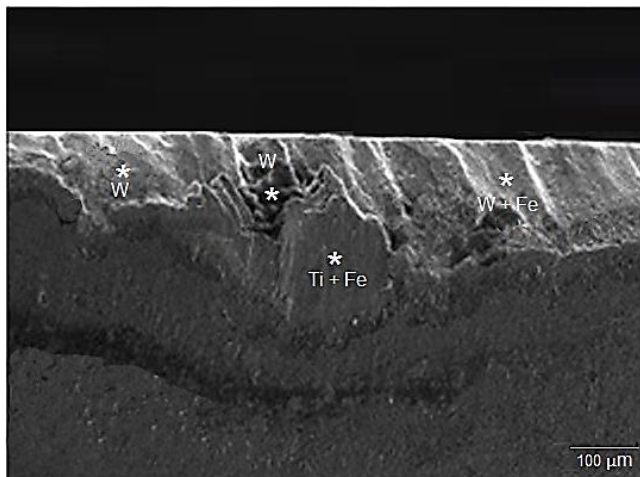


Figure 9. Microanalysis of flank wear. Condition 1. $V_C=447,5$ m/min, $\theta=45^\circ$. $VB_B=0,206$ mm.

In Figure 10, the results of SEM and EDS for condition 2 are shown. In this condition, the values of the RMS are higher indicating the dynamical instabilities. In this figure, it can be observed that in the area where there was maximum flank wear, there is tungsten presence and iron adhesion due to the exposure of the tool core. The presence of titanium in the periphery of the worn area may indicate that there is coating material in that area, similar to condition 1.

In the worn area (Figure 10) cracks appear in the material flow direction making evident the presence of abrasive wear. Abrasive wear observed for this condition is caused by the movement of hard particles that are coming from the tool and the workpiece that are detach due to the high frequency of teeth input and the abrasive wear mechanism, higher than in all previous cases, criteria that have coincidence with Diniz, Marcondes & Coppini

(2010). All this points permit to confirm the presence of a combined adhesive abrasive wear mechanism.

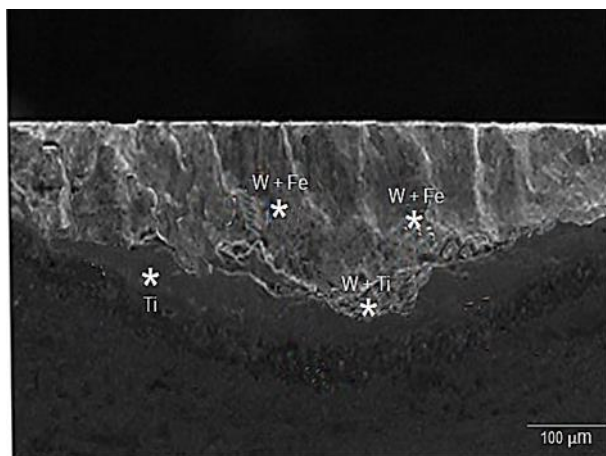


Figure 10. Microanalysis of flank wear. Condition 2. $V_c=447,5$ m/mim, $\theta=75^\circ$. $VB_B \approx 0,216$ mm.

4. CONCLUSIONS

After analyzing the results, we can conclude that:

- In the end milling process of inclined surfaces of the cold working hardened steel AISI D6, the predominant wear occurs in the flank surface of the tool and it is directly associated to the increase of the radial cutting force and forced vibrations .
- When the inclination angle (θ) of the milled surface is increased, the amplitude of the cutting force in time domain is higher and the value of RMS is rising too.
- It was proven that in radial cutting force signals, the proposed method gives satisfactory results for monitoring tool flank wear changes during the end milling process of inclined surfaces.
- In end milling processes of inclined surfaces hardened cold working steel AISI D6, with angles of 45° and 75° , the wear predominant mechanism is adhesive–abrasive.

5. REFERENCES

ANTIĆ, A.; ŠIMUNOVIĆ, G.; ŠARIĆ, T.; MILOŠEVIĆ, M. & FICKO, M. 2013: A model of tool wear monitoring system for turning. *Tehnicki Vjesnik* 20(2): 247–254. Consulted: 10 Sept 2016. Available in: https://www.researchgate.net/publication/285539042_A_model_of_tool_wear_monitoring_system_for_turning

- ALTINTAS, Y. 2012: *Manufacturing automation: metal cutting mechanics, machine tool vibrations, and CNC design*. Second Edition. Cambridge University, New York.
- CAMPA, F. J.; LÓPEZ DE LACALLE, L. N. & CELAYA, A. 2011: Chatter avoidance in the milling of thin floors with bull-nose end mills: Model and stability diagrams. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 51: 43-53. Consulted: 29 Oct 2016. Available in: <http://fulltext.study/preview/pdf/784497.pdf>
- CHILDS, T.; MAEKAWA, K.; OBIKAWA, T. & YAMANE, Y. 2000: *Metal Machining. Theory and Applications*. First Edition. Hodder Headline Group, London.
- DE OLIVEIRA, A. J. 2007: *Análise do desgaste de ferramentas no fresamento no Fresamento com Alta Velocidade de aços endurecidos*. Doctoral thesis. Universidade Estadual de Campinas. Campinas. SP. Brasil. Consulted: 30 Oct 2016. Available in: http://www.bibliotecadigital.unicamp.br/document/?code=vtls00041572_1
- DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C. & COPPINI, N. L. 2010: *Tecnologia da usinagem dos metais*. Sétima edição. Editora Artileber Ltda, São Paulo.
- GROTE, K. H. & ATONSONS, E. K. 2009: *Handbook of mechanical engineering*. Springer, New York.
- JOZIĆ, S.; BAJIC, D. & TOPIC, S. 2012: Flank wear in down and up milling. *Annals of DAAAM for 2012 & Proceedings of the 23rd International DAAAM Symposium* 23(1): 0251-0254. Consulted: 1 Sept 2016. Available in: http://www.daaam.info/Downloads/Pdfs/proceedings/proceedings_2012/0251_Jozicatal.pdf
- JOZIĆ, S.; LELA, B. & BATIĆ, D. 2014: A New Mathematical Model for Flank Wear Prediction Using Functional Data Analysis Methodology. *Hindawi Publishing Corporation. Advances in Materials Science and Engineering* 2014 (ID 138168): 2-8. Consulted: 12 Sept 2016. Available in: <https://www.hindawi.com/journals/amse/2014/138168/abs/>
- KITAN, H. S.; KADHIM, B. I. & ABDULRAZZAQ, S. A. 2011: Cutting Forces Prediction in Ball End Milling. *Engineering and Technology Journal* 29(9): 1774-1789. Consulted: 27 Feb 2016.
- KLOCKE, F.; ARNTZ, K.; CABRAL, G. F.; STOLORZ, M. & BUSCH, M. 2011: Characterization of tool wear in high-speed milling of hardened powder metallurgical steels. *Hindawi Publishing Corporation Advances in Tribology* 2011 (Article ID 90648): 2-13. Consulted: 23 Oct 2016. Available in: <https://www.hindawi.com/journals/at/2011/906481/>

- KWON, Y. & FISCHER, G. W. 2003: A novel approach to quantifying tool wear and tool life measurements for optimal tool management. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 43(4): 359–368. Consulted: 28 Jan 2016. Available in: https://www.researchgate.net/publication/245096213_A_novel_approach_to_quantifying_tool_wear_and_tool_life_measurements_for_optimal_tool_management
- LAJIS, M. A.; KARIM, A. N. M.; AMIN, A. K. M. N.; HAFIZ, A. M. K. & TURNAD, L. G. 2008: Prediction of tool life in end milling of hardened steel AISI D2. *European Journal of Scientific Research* 21(4): 592–602. Consulted: 10 Sept 2016. Available in: http://irep.iium.edu.my/26853/1/TL_Mill_D2_%238.pdf
- ÖZEL, T.; KARPAT, Y.; FIGUEIRA, L. & DAVIM, J. P. 2009: Modeling of surface finish and tool wear in hard turning of AISI D2 steel using ceramics wiper inserts. *Journal of Materials Processing Technology*. 209: 5448–5455. Consulted: 11 March 2016. Available in: <https://pdfs.semanticscholar.org/186f/21eae72eb48efae1be2ea840d3438126c37.pdf>
- PIOTROWIAK, R.; SCHULER, V.; SCHRUFF, I. & SPIEGELHAUER, C. 2004: Spruhkompaktierte Hochleistungs-Werkzeugstahle. *HTM Zeitschrift für Werkstoffe, Wärmebehandlung und Fertigung* 59(6): 423–431. Consulted: 27 Oct 2016. Available in: <http://www.hanser-elibrary.com/doi/pdf/10.3139/105.100315>
- SÁNCHEZ, Y.; DINIZ, A. E.; MARIÑO, M. & SANABRIA, F. 2016: Influencia del material del portaherramientas en la estabilidad dinámica del fresado de acero endurecido AISI D6. *Revista Iberoamericana de Ingeniería Mecánica* 20(1): 73-85.
- SIVASAKTHIVEL, P. S.; VELMURUGAN, V. & SUDHAKARAN, R. 2010: Prediction of vibration amplitude from machining parameters by response surface methodology in end milling. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 2: 1780–1789. Consulted: 23 Nov 2016. Available in: https://www.researchgate.net/publication/50281790_Prediction_of_tool_wear_from_machining_parameters_by_response_surface_methodology_in_end_milling
- TRENT, E. M. & WRIGHT, P. K. 2000: *Metal Cutting*. Butterworths. London, Great Britain.
- TONSHOFF, H. K.; ARENDT, C. & BEN-AMOR R. 2000: Cutting of hardened steel. *Annals of the CIRP* 49(2): 547–566. Consulted: 3 Sept 2016. Available in:

https://www.researchgate.net/publication/229136898_Cutting_of_Hardened_Steel

TÜYSUZ, O. 2012: *Prediction of cutting forces in three and five-axis ball-end milling with tool indentation effect*. Master's Thesis. The University of British Columbia. Vancouver, Canada. Consulted: 3 Sept 2016. Available in:

<https://open.library.ubc.ca/media/download/pdf/24/1.0072530/2/565>

VOPÁT, T.; PETERKA, J. & KOVÁČ, M. 2014: The tool life of ball nose end mill depending on the different types of ramping. *Faculty of Materials Science and Technology in Trnava. Slovak University of Technology in Bratislava* 22(Special Number): 115–121. Consulted: 1 Sept 2016. Available in:

http://www.mtf.stuba.sk/docs/doc/casopis_Vedecke_prace/33SN/4-Vopat.pdf

WOJCIECHOWSKI, S.; TWARDOWSKI, P. & PELIC, M. 2014: Cutting forces and vibrations during ball end milling of inclined surfaces. *6th CIRP International Conference on High Performance Cutting HPC 2014. PROEDIA CIRP 14*: 113-118. Consulted: 12 April 2016. Available in:

https://www.researchgate.net/publication/263049465_Cutting_Forces_and_Vibrations_During_Ball_End_Milling_of_Inclined_Surfaces

Yanier Sánchez-Hechavarría, rysan@uo.edu.cu

Máster en Procesos de Manufactura y Materiales.

Profesor Auxiliar. Universidad de Oriente. Santiago de Cuba. Cuba.

Maritza Mariño-Cala, mmarino@uo.edu.cu

Doctora en Ciencias Metalúrgicas.

Profesora Titular. Universidad de Oriente. Santiago de Cuba. Cuba.

Luis Ángel Brito-Sauvanell, albrito@uo.edu.cu

Doctor en Ciencias Técnicas.

Profesor Titular. Universidad de Oriente. Santiago de Cuba. Cuba.

Frank Sanabria-Macias, fsan77@uo.edu.cu

Máster en Sistemas Electrónicos Avanzados.

Sistemas Inteligentes. Profesor Asistente.

Universidad de Oriente. Santiago de Cuba. Cuba.

Movimiento por cicloide en la deformación en frío del acero AISI 1045 empleando rodillo

Tomás Fernández-Columbié
Isnel Rodríguez-González
Dayanis Alcántara-Borges
Nelson Gainza-Galbán

Resumen

Se determinó el estado tensional del acero partiendo de un diseño de experimento donde se consideraron como variables fundamentales la profundidad de penetración, el diámetro del rodillo, el ángulo de contacto y las tensiones de contacto con fuerzas de deformación de 500 N, 1 500 N y 2 500 N. Se establece que, en la medida en que el rodillo se desplaza por la superficie del material, surgen tensiones de compresión que deforman la red cristalina, introduciendo tensiones internas que provocan el endurecimiento por acritud.

Palabras clave: cicloide; deformación plástica; rodillo simple; acritud; tensiones.

Cycloid movement in the cold deformation of steel AISI 1045 using roller

Abstract

The stress state of the steel was determined from an experimental design where penetration depth, roller diameter, contact angle and the stresses of contact with deformation forces of 500, 1 500 and 2 500 N were considered as main variables. It is settle down that, as the roller moves through the surface of the material, compression stresses arise which deform the crystal lattice, introducing internal stresses that cause hardening by acrimony.

Keywords: cycloid; plastic deformation; acrylic single roller; stress.

1. INTRODUCCIÓN

Una cicloide es una curva generada por un punto perteneciente a una circunferencia generatriz al rodar sobre una línea recta directriz, sin deslizarse; es una curva que describe un punto perteneciente a una rueda que gira, lugar geométrico generado por el punto de una llanta o circunferencia que rueda sobre una línea recta (Villanueva 1985).

Según Fernández-Columbié y otros investigadores (2008), el proceso de deformación plástica superficial en frío por rodillo del acero AISI 1045 se realiza en la relación de contacto que se establece entre el rodillo y la pieza, entre ambos detallan una curva llamada cicloide descrita por el rodillo y que, según Martynenko (2002), la cinemática entre ambos elementos está caracterizada por ángulos que permiten describir el movimiento entre ellos; ángulos que se corresponden con el elemento de mayor dureza.

Mediante el método de los elementos finitos (Fernández-Columbié *et al.* 2012a) también se puede abordar el estudio del comportamiento de la deformación plástica superficial con rodillo del acero AISI 1045, a través del mismo se realiza la descripción numérica del fenómeno. En este estudio el autor expone que, luego del deslizamiento del rodillo sobre la pieza, bajo una presión controlada, el flujo de material, debajo de la capa deformada, excede el punto de fluencia de la superficie de la pieza no endurecida, donde se crea una capa de metal consolidada, que provoca el aumento de las propiedades funcionales en la superficie.

El comportamiento plástico del acero AISI 1045 durante la deformación plástica superficial está definido por una deformación que se caracteriza por ser irreversible, independiente del tiempo y dependiente de la historia de la carga. De esta forma, si se aumenta de manera progresiva el estado de cargas, después de un comportamiento elástico inicial en el que las tensiones y las deformaciones son proporcionales, aparece un comportamiento plástico del material en el que se rompe esa proporción; el acero queda endurecido y existe una deformación en la estructura cristalina, quedando tensionada con la disminución del tamaño de los granos, el tamaño de la cristalita y la distancia interplanar por el efecto de la acritud (Fernández-Columbié, Rodríguez-González & Alcántara-Borges 2009; Fernández-Columbié *et al.* 2010 y Fernández-Columbié *et al.* 2012b).

Moreno y otros investigadores (2014) consideran que los principales factores de fortalecimiento del proceso de deformación plástica superficial son la profundidad e intensidad de la deformación de la capa superficial y el sistema de tensiones resultantes, elementos que fueron estudiados a través de la obtención del Ruido Magnético Barkhausen (RMB). Teniendo en cuenta

que estos indicadores de la calidad en la capa superficial, al emplear rodillos para realizar la deformación plástica superficial, tienen la mayor influencia en: la fuerza de deformación, la magnitud máxima de las tensiones normales y tangenciales que actúan en el punto de deformación y también en la relación de sus valores, que determinan la dirección de las deformaciones y desplazamientos del metal en la zona de contacto.

Fernández-Columbié y demás colaboradores (2011) estudian el proceso de la deformación plástica en frío y plantean que es un método de endurecimiento de materiales que logra alta dureza. El aumento del grado de deformación está muy vinculado con la aparición del fenómeno de las dislocaciones y a medida que el grado de deformación es mayor son necesarias más tensiones para continuar deformando, por tanto, el aumento del grado de deformación en frío aumenta la resistencia del acero para ser deformado.

Kukielka (1989) plantea que la tensión de fluencia aumenta conforme la densidad de dislocaciones lo hace y la velocidad a la que tiene lugar el endurecimiento por deformación depende de la velocidad a la que la densidad de dislocaciones aumenta con la deformación. Esto significa que la velocidad de endurecimiento por deformación es dependiente de la forma en la que las dislocaciones se distribuyen e interactúan entre sí. Por otro lado, Alcántara-Borges, Fernández-Columbié & Rodríguez-González (2008) plantean que los procesos de conformado que implican deformación plástica del material, sean en frío o en caliente, producen un alineamiento de los ejes cristalográficos de los granos en una orientación preferente, es decir, una textura cristalográfica.

El trabajo tiene como objetivo establecer el efecto del movimiento, por cicloide, durante el proceso de deformación en frío del acero AISI 1045, empleando rodillo simple.

2. MATERIALES Y MÉTODOS

2.1. Diseño de experimento

Para establecer el comportamiento de la deformación plástica por rodillo del acero AISI 1045, a partir del método de la cicloide, se seleccionaron tres niveles (mínimo, medio y máximo), lo cual está determinado por el mayor o menor grado de endurecimiento que se quiere lograr en el material o por la mayor o menor homogeneidad en la estructura. Los parámetros de deformación se muestran en la Tabla 1.

Tabla 1. Parámetros de entrada del experimento

Parámetros	Símbolo	Niveles		
		Mínimo	Medio	Máximo
Profundidad de penetración (mm)	hp	0,02	0,05	0,07
Diámetro del rodillo (mm)	dp		50	
Ángulo de contacto (grado)	θ_k			
Tensiones (MPa)	σ_{YZ}	σ_{YZ-1}	$\sigma_{YZ\Delta}$	σ_{YZ1}
Probetas de acero 1045		L=100 mm y \varnothing 30 mm		

2.2. Metodología empleada para la deformación plástica superficial por rodillo

La magnitud del endurecimiento por deformación en frío y el nivel de las tensiones remanentes en la capa superficial dependen de la fuerza (P), del número de revoluciones (n_r), del avance de la herramienta (S), de la geometría de la herramienta, de la pieza y de las propiedades iniciales de la aleación en tratamiento (HB).

La ubicación de los radios de la pieza y el rodillo a considerar en el proceso de deformación en frío, empleando rodillo, se muestran en la Figura 1.

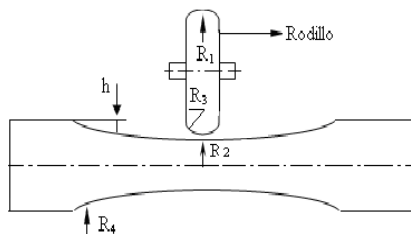


Figura 1. Radios de curvatura del rodillo y de la pieza.

Durante el proceso de deformación plástica por rodillo, el deslizamiento del mismo provocado por la fuerza, es conveniente situarlo hacia el eje de la pieza en tratamiento, en dependencia del esfuerzo y de la resistencia del material. La profundidad del endurecimiento, según Korotcishe (1989), se determina como:

$$h = \sqrt{\frac{P_p}{2 \cdot \sigma_T}} \quad (1)$$

Donde:

h es la profundidad de la capa endurecida; mm,

σ_T es la tensión de fluencia del material a la tracción; MPa.

El área real de tensiones máxima para la superficie de cuerpos curvos, cuando se encuentran en contacto, se determina a partir de la fórmula de

Hertz, siempre que el estado tensional sea volumétrico. Para determinar la magnitud del área de la deformación con rodillos, según Boada, Díaz & Campos (2003) es:

$$\sigma_{m\acute{a}x} = 0,245 \cdot n_p \cdot \sqrt[3]{Fn \cdot E^2 \cdot \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} + \frac{1}{R_3} + \frac{1}{R_4} \right)^2} \quad (2)$$

Donde:

$\sigma_{m\acute{a}x}$ son las tensiones máximas en el área de contacto; MPa,

F_n es la fuerza sobre la zona de contacto; N,

$R_{1,2,3,4}$: son los radios de curvatura del rodillo (R_1 y R_3) y la pieza (R_2 y R_4); mm,

n_p es el coeficiente que depende de los radios de la pieza y el rodillo:

$$n_p = \frac{R_1 \cdot R_2}{2 \cdot R_2 + R_1} \quad (3)$$

Para una relación tensión-deformación durante el proceso de deformación plástica, en el material sometido a este proceso, se logra el apilamiento de sus granos por el aplastamiento de los mismos, lo que permite incrementar su dureza. Las tensiones de aplastamiento se consideran uniformemente distribuidas sobre toda el área y, según Murthy y Kotiveerachari (1981), se determina como:

$$\sigma_{m\acute{a}x\,aplast} = \alpha \cdot \sqrt[3]{P \cdot E^2 \left(\frac{d_1 + d_2}{d_1 \cdot d_2} \right)^2} \quad (4)$$

Donde:

$\sigma_{m\acute{a}x\,aplast}$ es la tensión máxima de aplastamiento; MPa

α es un coeficiente que depende de la relación $\frac{A_1}{B}$,

A_1 es el radio de la superficie de endurecimiento de la pieza; mm,

B considera el radio de la sección de trabajo del rodillo y de la pieza; mm,

d_1 es el diámetro del rodillo; mm

d_2 el diámetro de la superficie endurecida; mm.

2.3. Estado de tensión en la zona de contacto con la superficie deformada

El cuerpo rígido no lineal puede ser descrito con la ley de Hooke, donde el módulo de rigidez no es constante y depende de la deformación. Para determinar el estado de tensión durante la deformación plástica superficial en frío con rodillo, según Martynenko (2002), se puede aproximar a la dependencia como:

$$\sigma_i = A \cdot \varepsilon^m \quad (5)$$

Siendo:

σ_i la tensión inicial para la deformación por cicloide; MPa,

A y m son parámetros que dependen de las características mecánicas del material.

A es el parámetro de la tensión para una deformación unitaria y se determina como:

$$A = \sigma_T \cdot m^{-n} \quad (6)$$

Y m se calcula por la ecuación siguiente:

$$m = \varepsilon \cdot \left| \ln \frac{\sigma_T}{\sigma_B} \right| \quad (7)$$

Donde: n es el exponente de endurecimiento,

ε es la deformación real; %,

σ_B es la tensión elástica del material; MPa.

Para el cálculo de las tensiones hace falta determinar las deformaciones de la superficie en la zona de contacto o la cinemática de los puntos de la zona de deformación. Como trayectoria de los movimientos de los puntos de la superficie a elaborar se toma la familia de la cicloide, como se muestra en el modelo de la Figura 2.

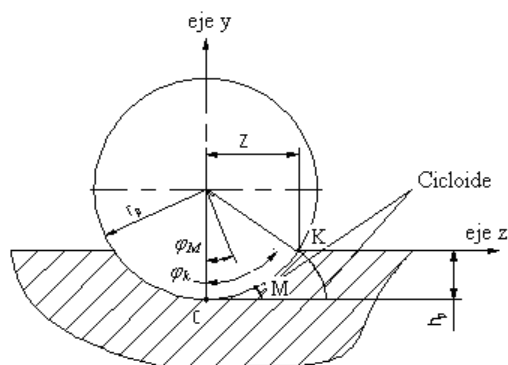


Figura 2. Modelo para determinar los puntos de la cicloide. Fuente Martynenko (2002).

Para establecer el proceso de deformación del acero AISI 1045, empleando rodillo, se tiene en cuenta la trayectoria de la cicloide a partir del ángulo de contacto entre el rodillo y la pieza. Se supone que el punto inferior C del rodillo de deformar, en su corte dado perpendicularmente al eje, se desplaza sin deslizamiento y se calcula, según Martynenko (2002), como:

$$\varphi_k = \cos^{-1} \left(1 - \frac{h_p}{r_p} \right) \quad (8)$$

Donde:

φ_k es el ángulo de contacto a la mitad del ancho de contacto; en grados,

h_p es la profundidad de penetración del rodillo; mm,

r_p es el radio del rodillo; mm.

Teniendo en cuenta la interrelación entre las tensiones que actúan, se puede determinar la distribución de las tensiones por la superficie de contacto en la superficie frontal del rodillo, según Martynenko (2002), de la forma siguiente:

$$\sigma_z = A \left[\frac{1}{1 - \left(\frac{z - z_k}{r_p} \right)^2} \right]^m \quad (9)$$

$$\sigma_y = A \left[\frac{z_k - Z}{r_p \sqrt{1 - \left(\frac{Z - Z_k}{r_p} \right)^2}} \right]^m \quad (10)$$

La determinación de la mitad del ancho de contacto del rodillo con la pieza, durante el proceso de deformación en frío por el método de la cicloide, se

analiza a partir de la relación trigonométrica con el ángulo de contacto (θ_k) por la ecuación (11).

$$Z = r_p \cdot \cos \varphi_k \quad (11)$$

Siendo Z es la mitad del ancho de contacto del rodillo; mm.

Como el proceso de deformación se realiza con rodillo perfilado y la elaboración es en superficie cilíndrica, la variación de la profundidad en la pieza (Z_k) se determina, según Martynenko (2002), como:

$$z_k = \sqrt{R_{PE}^2 - \left[\frac{(R_{PE} + r_p) \cdot (R_{PE} - h_p)}{R_{PE} - (r_p - h_p)} \right]^2} \quad (12)$$

Donde Z_k es la variación de la profundidad en la pieza en mm y R_{PE} es el radio de la pieza elaborada en mm.

El movimiento por cicloide, según Martynenko (2002), se determina como:

$$S_z = r_p [(\varphi_k - \varphi_M) - \text{sen}(\varphi_k - \varphi_M)] \quad (13)$$

$$S_y = r_p [1 - \text{cos}(\varphi_k - \varphi_M)] \quad (14)$$

Para la que:

S_z y S_y - movimiento por cicloide en los ejes z ; y ; mm,

φ_M - parámetro que corresponde al ángulo de contacto $0 \leq \varphi_M \leq \varphi_k$

Teniendo en cuenta la derivada, se determinan las deformaciones relativas en los ejes ε_z y ε_y , según Martynenko (2002), de la siguiente manera:

$$\varepsilon_z = \frac{dS_z}{dz} = \left[\frac{1}{\sqrt{r_p^2 - \frac{(z - z_k)^2}{r_p}}} - 1 \right] \quad (15)$$

$$\varepsilon_y = \frac{dS_y}{dy} = \left[\frac{z_x - z}{r_p \sqrt{1 - \frac{(z - z_x)^2}{r_p}}} \right]$$

3. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

3.1. Profundidad de la capa endurecida

La profundidad de la capa endurecida, donde se consideran las fuerzas empleadas en el proceso de endurecimiento y una tensión de fluencia del material de 415 MPa, se determinó por la ecuación 1, los resultados

obtenidos son los siguientes: con una fuerza de 500 N, $h_p=0,7$ mm; para fuerza de 1 500 N, $h_p=1,3$ mm y para 2 500 N, $h_p=1,7$ mm.

El aumento de la fuerza de rozamiento incrementa la deformación plástica, a la misma vez que la penetración del rodillo, de 0,7 mm hasta 1,7 mm, conducirá a la fatiga residual interna del material y a un cambio considerable en los parámetros de la dureza en la superficie. Bajo fuerza de rozamiento constante, el rodillo penetra y alisa la superficie, lo que causa una mayor deformación plástica debido a la pequeña área de contacto entre el rodillo y la pieza.

3.2. Tensiones máximas de contacto

La determinación de la variación de la tensión máxima a diferentes fuerzas de rodillado, consideró el módulo de elasticidad de primer género y el coeficiente que depende de los radios de la pieza y del rodillo que, a su vez, fue calculado por la ecuación 3 ($n_p=0,06$). En correspondencia con la ecuación 2 se obtiene un incremento de la tensión, en la medida que lo hace la fuerza y toma magnitud de: 470,4 MPa, para fuerza de 500 N; 525,9 MPa, con una fuerza de 1 500 N y, por último, para una fuerza de 2 500 N, el máximo nivel es de 661,2 MPa.

Las tensiones máximas caracterizan el comportamiento de los esfuerzos; se observa que en la medida que la dureza y la profundidad de penetración se incrementan, también lo hacen dichas tensiones máximas. Otro comportamiento determinado es que las mismas crecen en la medida que aumenta la fuerza de compresión y disminuye el radio de curvatura del rodillo.

3.3. Tensiones máximas por contacto y por aplastamiento

El cálculo de las tensiones máximas necesarias para lograr el aplastamiento de los granos se determinó por la ecuación 4, la que considera las fuerzas aplicadas, el módulo de elasticidad de primer género, el diámetro del rodillo y los radios de las superficies endurecidas ($R_2=28,60$ mm, para un fuerza de 500 N; $R_2=27,60$ mm, con una fuerza de 1 500 N y $R_2=26,60$ mm, para fuerza de 2 500 N). Al sustituir los valores en la ecuación se obtuvo que las tensiones máximas, para lograr el apilamiento de los granos, según las fuerzas aplicadas, son:

$\sigma_{máx\,aplast} = 147$ MPa (con fuerza de 500 N); $\sigma_{máx\,aplast} = 213$ MPa (para 1 500 N) y para 2 500 N, $\sigma_{máx\,aplast} = 253$ MPa.

Las tensiones máximas calculadas anteriormente incrementan la dureza por acritud al reducir el tamaño promedio de los granos y permiten la

compactación de los mismos. Cuando la presión ejercida excede el límite de fluencia de la aleación, la superficie es plásticamente deformada en frío y el material fluye debajo de la capa deformada, entonces como resultado se obtiene una superficie muy pulida y densamente compactada.

El apilamiento o aplastamiento de los granos es resultado de una integración causada por el deslizamiento intracristalino, por la migración de dislocaciones, acompañada de endurecimiento por deformación, lo que consolida progresivamente el cristal. Por otra parte, el estado de tensiones en el grano activa otros sistemas de deslizamiento, los que interactúan con él o los sistemas ya existentes; este mecanismo dificulta aún más la movilidad de los átomos y origina el fenómeno conocido como endurecimiento latente.

3.4. Estado de tensión en la zona de contacto con la superficie deformada

El comportamiento de la tensión inicial se determinó con el empleo del método de la cicloide, para lo que se empleó la ecuación 5; se consideraron los parámetros que dependen de las características mecánicas del material (A y m), donde los resultados fueron obtenidos por las ecuaciones 6 y 7; $A=524,03$ MPa (para fuerzas de 500 N, 1 500 N y 2 500 N) y $m=0,072$ mm para fuerza de 500 N; $m=0,056$ mm para fuerza de 1 500 N y $m=0,029$ mm, para fuerza de 2 500 N. Se tuvo en cuenta la tensión límite de fluencia y una tensión elástica de 200 MPa. En la Figura 3 se muestra el comportamiento de la tensión por cicloide (σ_i) en la deformación del acero AISI 1045.

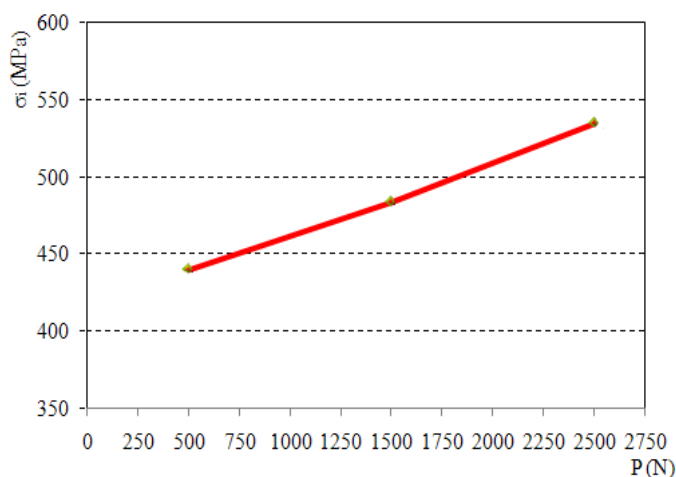


Figura 3. Comportamiento de la σ_i por cicloide en la deformación del acero AISI 1045.

Según la figura obtenida del comportamiento de la tensión inicial (σ_i) por cicloide, en la deformación del acero AISI 1045, se puede observar que la

misma tiene un comportamiento ascendente, en la medida que se aumentan las fuerzas de deformación. La curva ajustada de la $\sigma_i=0,047x + 414,5$ con un coeficiente de correlación $R^2=0,967$. La tendencia obtenida demuestra que, según cambia la variable fuerza, se obtienen mayores tensiones.

Se obtuvo que con una fuerza de 500 N, la $\sigma_i=439,57$ MPa; con una fuerza de 1 500 N, la $\sigma_i=483,01$ MPa y con una fuerza de 2 500 N, la $\sigma_i=534,34$ MPa. Existen distintas magnitudes de tensiones que provocan el incremento de las tensiones normales y tangenciales debajo de la capa deformada de la aleación, las que están relacionadas fundamentalmente con estados tensionales del tipo plano. Los cambios de las tensiones en la red cristalina se verán influenciados por la magnitud de las cargas impuestas al material y la velocidad de aplicación de dichas cargas (esfuerzos de tracción y compresión), los átomos constituyen barreras u obstáculos al movimiento de las dislocaciones.

3.5. Determinación del ángulo de contacto en el proceso de deformación con rodillo

El ángulo de contacto se determinó por la ecuación 8, teniendo en cuenta la profundidad de penetración calculada por la ecuación 1. Se obtuvo como resultado que:

$\varphi_k=13,59^\circ$, para h_p de 0,7 mm,

$\varphi_k=17,82^\circ$, para h_p de 1,3 mm,

$\varphi_k=21,25^\circ$, para h_p de 1,7 mm.

De aquí se deriva que, con el incremento de la profundidad de penetración del rodillo, también aumentan los valores del ángulo de contacto.

3.6. Análisis de las tensiones normales

Las tensiones normales para los ejes "z" e "y" se determinaron a partir de las ecuaciones 9 y 10. Para resolver ambas ecuaciones se requiere de los resultados de las ecuaciones 11 y 12, que analizan el ancho a la mitad de contacto del rodillo (Z), cuyos valores dependen del ángulo de contacto (φ_k), de la ecuación 8 y de h (ecuación 1); para $h=0,7$ mm, $Z=8,6$ mm; para $h=1,3$ mm, $Z=47,60$ mm y para $h=1,7$ mm, $Z=46,60$ mm. Las tensiones normales dependen, además, de la variación de la profundidad en la pieza (Z_k), con $h=0,7$ mm, $Z_k=24,98^\circ$; con $h=1,3$ mm, $Z_k=24,95^\circ$ y con $h=1,7$ mm, $Z_k=24,93^\circ$. Los resultados de las tensiones normales en los ejes "z" e "y", en dependencia del ángulo de contacto φ_k y Z_M , son mostrados en la Tabla 2.

Tabla 2. Tensiones normales por cicloide en los ejes "z" e "y"

φ_k	Z_M (mm)	σ_z (MPa)	σ_y (MPa)
13,59°	25,000	489,244	348,752
	24,996	489,244	345,380
	24,985	489,244	326,501
17,82°	25,000	560,700	430,858
	24,996	560,700	430,679
	24,985	560,700	430,138
	24,966	560,700	429,213
21,25°	25,000	645,73	479,60
	25,000	645,73	479,45
	24,99	645,73	478,99
	24,97	645,73	478,23
	24,94	645,73	477,13

La distribución de las tensiones de contacto en la superficie frontal del rodillo aumenta conforme al comportamiento de la densidad de las dislocaciones; al variar las características de la mitad del ancho de contacto (Z_M), con respecto a las tensiones normales en el eje "z" durante el proceso de endurecimiento, dichas tensiones se mantienen constantes para cada ángulo empleado.

De las tensiones analizadas en los ejes z; y, por el método de la cicloide, en el acero AISI 1045, la mayor incidencia la tiene el eje "y", ya que existen variaciones en los parámetros obtenidos que provocan la movilidad de las dislocaciones y la deformación en el material.

3.7. Análisis del movimiento por el método de la cicloide en los ejes z; y

Para determinar los resultados de las ecuaciones 13 y 14 se tuvo en cuenta el ángulo de contacto calculado por la ecuación 8, el radio del rodillo (r_p) y el parámetro que corresponde al ángulo de contacto ($0 \leq \varphi_M \leq \varphi_k$). Los resultados para el eje "z" se muestran en la Figura 4.

Para el eje "z" se observa, que al variar los parámetros relacionados con el ángulo de contacto, existe un incremento de los cuellos o espirales que forma el rodillo sobre la superficie de la pieza, en correspondencia con la

profundidad de penetración, así como un mayor incremento de los puntos de contacto, según se aplica más fuerza. En correspondencia con estas condiciones, los puntos se amplían desde tres hasta cinco, en dependencia de la fuerza y la profundidad; también se puede notar que existe un gran número de puntos que aumentan sus dimensiones al modificar la carga.

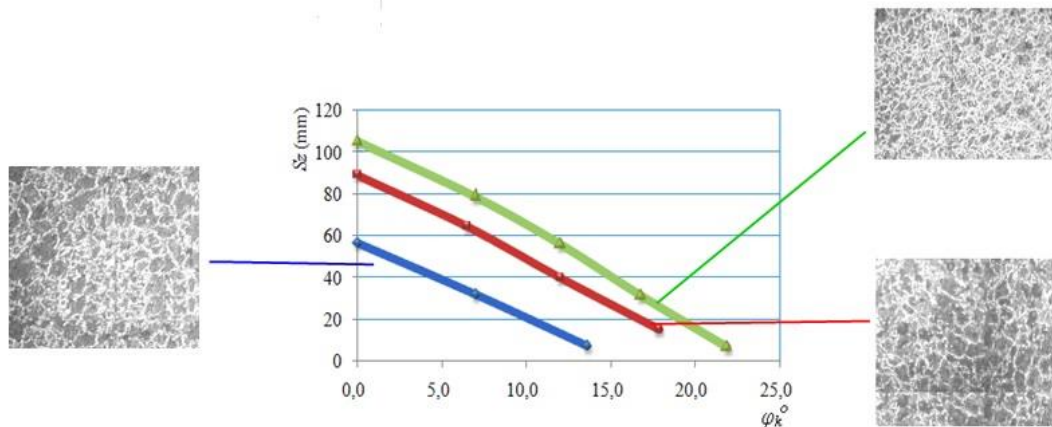


Figura 4. Comportamiento del movimiento por cicloide en el eje "z".

La resistencia a dejarse penetrar que experimenta el material va creando tensiones debajo de la capa deformada y la interrelación entre el rodillo con la superficie de la pieza permite obtener, tanto la ley de distribución en la zona de contacto, como los componentes de la fuerza que hacen falta para alcanzar la calidad de la superficie elaborada. Las curvas ajustadas para cada comportamiento son:

$h_p(0,7)$; $S_z = -22,56x + 53,3$ y un coeficiente de correlación $R^2=0,957$ (azul)

$h_p(1,3)$; $S_z = -24,56x + 83,02$ y un coeficiente de correlación $R^2=0,958$ (rojo)

$h_p(1,7)$; $S_z = -24,36x + 104,5$ y un coeficiente de correlación $R^2=0,969$ (verde)

En la Figura 5, que relaciona el comportamiento en el eje "y", se muestra que al variar el parámetro que corresponde al ángulo de contacto (ϕ_k), para $13,59^\circ$; $17,82^\circ$ y $21,25^\circ$ (tensiones de signos positivos), las curvas muestran un comportamiento de tendencia cíclica, siendo más prolongada para el ángulo de contacto de $21,25^\circ$. En la medida que se incrementa el ángulo, la formación de surcos o cuellos en forma de espiral es mayor y la variación de los ángulos con respecto al movimiento del rodillo no es constante, los desplazamientos que se obtienen, en correspondencia con la

profundidad, tienden a provocar cambios en la estructura del material y en el endurecimiento del mismo.

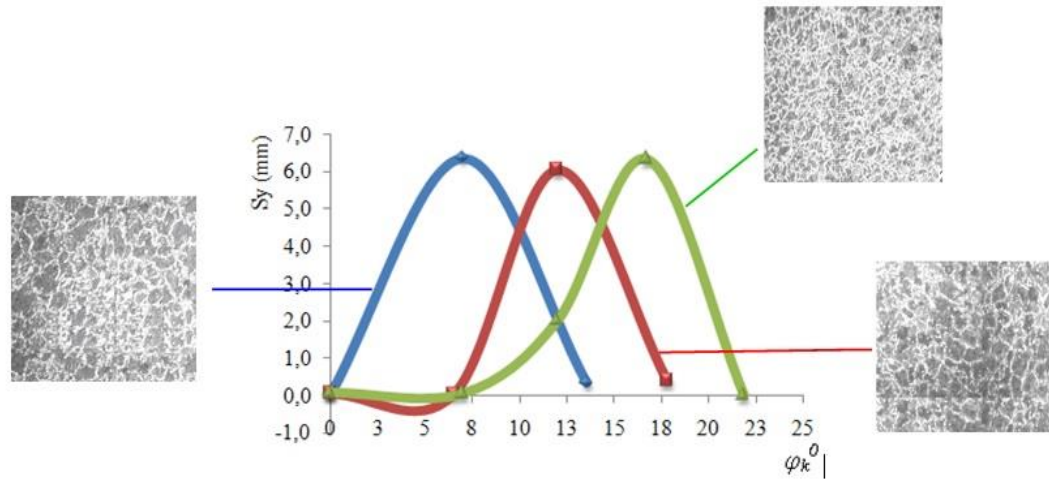


Figura 5. Comportamiento del movimiento por cicloide en el eje "y".

3.8. Análisis de las deformaciones por cicloide

Las ecuaciones 15 y 16 permitieron determinar las deformaciones en los ejes z ; y . Para evaluar ambas ecuaciones fue necesario sustituir los resultados obtenidos en la ecuación 8. El comportamiento se muestra en la Figura 6.

Al variar las características del semiancho de contacto, para el ángulo (φ_k), con un valor de $13,59^\circ$, existe mayor penetración del rodillo; la aleación ofrece menos resistencia para ser deformado por presentar una dureza inicial de 170 HB, además, una estructura más tenaz, debido al tratamiento de recocido al que fue sometida. Sin embargo, para los ángulos de $17,82^\circ$ y $21,25^\circ$ se incrementan las deformaciones, así como el área de contacto, lo que provoca que el material adquiera mayor dureza.

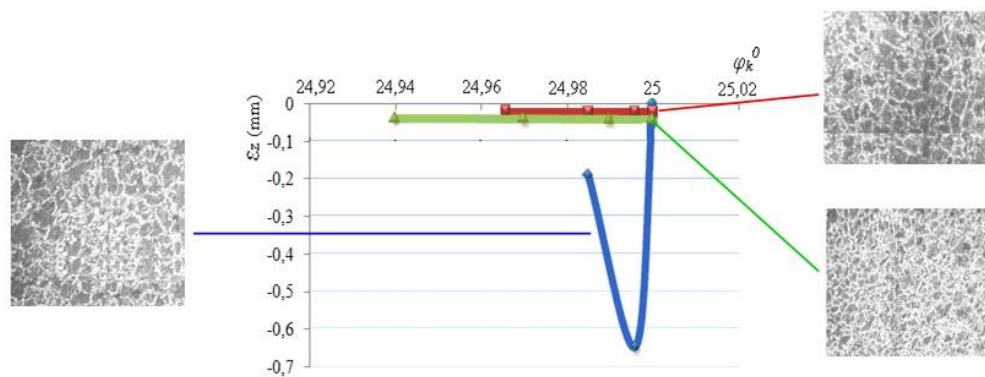


Figura 6. Comportamiento de las deformaciones por cicloide en el eje "z".

Los elementos deformacionales (ángulo de contacto y el cambio de la mitad del ancho de contacto) tienen influencia en el comportamiento de la deformación de la aleación, influyen en el aumento de la velocidad a la cual las dislocaciones se desarrollan, se reduce la movilidad de las mismas, de modo que funcionan como una barrera, de mayor efectividad, para la deformación.

Las tensiones de signo negativo (compresión) activan un sistema de deslizamiento en el eje que provoca el endurecimiento, condensan la estructura, deforman los planos cristalinos y se presentan a nivel macro y microscópico.

Para las deformaciones en el eje "y" (Figura 7) se puede observar que existe una menor profundidad al iniciar el proceso de deformación para un ángulo de contacto de $13,59^\circ$ (tensiones negativas), incrementándose gradualmente en la misma medida que aumentan las fuerzas y el ángulo de contacto, pero a la vez se genera mayor cantidad de puntos de contacto en la sub-superficie del material. Estas deformaciones (compresión), al igual que en el eje "z", provocan la ruptura interna de la estructura cristalina, afinan el grano y ofrecen mayor dureza a la aleación.

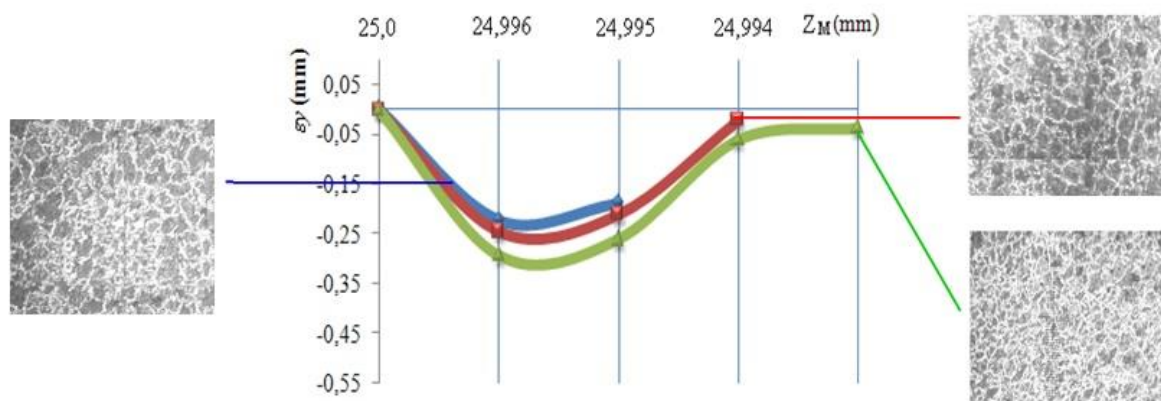


Figura 7. Comportamiento de las deformaciones por cicloide en el eje "y".

Tanto en el eje "z" como en "y" las deformaciones provocan desplazamientos de dislocaciones, dando lugar a mayores escalonamientos. Las tensiones residuales se producen cuando hay fuerzas de enlace no compensadas que originan la separación o el acercamiento entre los átomos de un material. La dislocación de borde positiva causa tensiones de tracción en su parte inferior y de compresión en la parte superior, mientras que una dislocación de borde negativa genera compresión en la parte superior y tracción en la inferior.

4. CONCLUSIONES

- Los resultados obtenidos demuestran que existe una proporcionalidad directa entre la profundidad de penetración (hp) y el ángulo de contacto (φ_k) durante el endurecimiento del acero AISI 1045, deformado en frío por el método de la cicloide.
- La superficie deformada por cicloides en el eje "y" describe un comportamiento de tendencia cíclica, en la medida en que se desplaza por la superficie del material; sin embargo, para un ángulo de contacto de $4,29^\circ$ presenta ambas tendencias, lo cual demuestra que la variación de los ángulos, con respecto al movimiento del rodillo, no es constante y tiende a provocar cambios en la superficie de la pieza.
- Las deformaciones en el eje "z" durante el proceso de endurecimiento se mantienen constantes para cada ángulo de contacto, sin embargo, al ser de compresión atraviesan el enrejado cristalino deformando al acero AISI 1045.

5. REFERENCIAS

- BOADA, O.; DÍAZ, S. & CAMPOS, Y. 2003: Estudio del estado físico-mecánico de superficies tratadas por deformación plástica superficial. *Revista Ingeniería Mecánica* 6(2): 53-58.
- ALCÁNTARA-BORGES, D.; FERNÁNDEZ-COLUMBIÉ, T. & RODRÍGUEZ-GONZÁLEZ, I. 2008: Comportamiento de las capas superficiales deformadas plásticamente por el desgaste en elementos circulares. *Ciencias Holguín* XIV(4): 1-4.
- FERNÁNDEZ-COLUMBIÉ, T.; FERNÁNDEZ-GUILARTE, E.; RODRÍGUEZ-GONZÁLEZ, I. & ALCÁNTARA-BORGES, D. 2008: Procedimiento para endurecer el acero 45 mediante la deformación plástica con rodillo simple. *Ingeniería e Investigación* 28(1): 15-21.
- FERNÁNDEZ-COLUMBIÉ, T.; RODRÍGUEZ-GONZÁLEZ, I. & ALCÁNTARA-BORGES, D. 2009: Tensión-Deformación durante la deformación plástica superficial con rodillo. *Revista de Ingeniería Mecánica* 12(3): 13-22.
- FERNÁNDEZ-COLUMBIÉ, T.; RODRÍGUEZ-GONZÁLEZ, I. & ALCÁNTARA-BORGES, D. 2010: Variación microestructural del acero AISI 1045 endurecido por rodadura. *Minería y Geología* 26(3): 65-74.
- FERNÁNDEZ-COLUMBIÉ, T.; FERNÁNDEZ-GUILARTE, E.; RODRÍGUEZ-GONZÁLEZ, I. & ALCÁNTARA-BORGES, D. 2011: Evaluación del coeficiente de endurecimiento del acero AISI 1045 deformado por rodillo. *Revista Nexa* 24(2): 16-26.
- FERNÁNDEZ-COLUMBIÉ, T.; FERNÁNDEZ-GUILARTE, E.; RODRÍGUEZ-GONZÁLEZ, I. & ALCÁNTARA-BORGES, D. 2012a: Tensiones de contacto por el Método de

- Elementos Finitos del acero AISI 1045 endurecido por rodillo. *Revista de Metalurgia* 48(1): 1-10.
- FERNÁNDEZ-COLUMBIÉ, T.; RODRÍGUEZ-GONZÁLEZ, I.; QUINTANA-PUCHOL, R. & GARCÍA-DOMÍNGUEZ, A. 2012b: Determinación de tensiones por rayos x del acero AISI 1045 deformado por rodillo. *Revista de Ingeniería Mecánica* 15(1): 23-33.
- KOROTCISHE, L. 1989: *Procesos progresivos en la deformación plástica superficial por rodadura*. Mir, Moscú, 53-64.
- KUKIELKA, L. 1989: Designating the field areas for the contact of a rotary burnishing element with the rough surface of a part, providing a high-quality product. *Journal of Mechanical Working Technology* 19(3): 319-356.
- MARTYNENKO, O. 2002: The interconnection of strained condition in the area of contact with the kinematics of points of deformed surface points by the rollers plastic deformation of the surface. Proceeding of Fundamental and application problems of machine building technology International Conference, Technology, Tula Technical University, Russia, March 1-September 10.
- MORENO, G.; CAPO-SÁNCHEZ, J.; FERNÁNDEZ, T. & AYARDE, D. 2014: La emisión magnética Barkhausen en el acero AISI 1045 deformado plásticamente con rodillo. *Revista Cubana de Física* 31(1): 19-21.
- MURTHY, R. & KOTIVEERACHARI, B. 1981: Burnishing of metallic surfaces a review. Regional Engineering Collage. *Precision Engineering USA* 3(3): 172-179.
- VILLANUEVA, J. Z. 1985: Note on the rough cycloidal slide track. *American Journal of Physics* 53(5): 490-491.

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

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

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

Doctor en Ciencias Técnicas. Profesor Titular. 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.

Nelson Gainza-Galbán, ngainza@moanickel.com.cu

Empresa Moa Nickel S.A, Moa, Cuba

Modelación de la resistencia al movimiento de la banda de un transportador en los tramos curvos del perfil y la traza

Yoni Sierra-González
Roberto J. Sierra-Pérez
Aristides A. Legrá-Lobaina
María E. Torres-Santander

Resumen

La resistencia al movimiento de la banda en los tramos curvos del perfil y la traza no se considera con precisión al diseñar transportadores de banda. En este trabajo se indujo un modelo teórico fundamentado matemáticamente para el cálculo de la resistencia al movimiento en los tramos curvos en el plano vertical, que disminuye la fricción y la componente de la fuerza normal a la banda en los puntos de contactos con los rodillos de apoyo que componen los tramos curvos. Se utilizaron métodos matemáticos precisos de interpolación adaptados para trazar curvas con una exigua energía potencial, sin puntos angulosos y obtener de forma determinística valores mínimos de resistencia al movimiento. Se obtiene un modelo para la determinación de las tensiones radiales y el ángulo de inclinación transversal de los apoyos de rodillos en los tramos curvos en el plano horizontal, en función de la productividad y de las propiedades de la mena laterítica mullida y homogeneizada que se transporta.

Palabras clave: transportador de banda; resistencia en tramos curvos; interpolación por tramos; spline cúbico.

Modeling conveyor's belt resistance to movement on curve sections of profiles and traces

Abstract

Belt resistance to movement on curved sections of profiles and traces is not taken into account to accurately design belt conveyors. A mathematically-based theoretical model is induced in this investigation to estimate the resistance to movement on curved sections in vertical plane, which reduces the friction and the normal strength component to the belt on contact locations with the support rollers on curved sections. Accurate mathematical methods of interpolation adopted to trace curves having a small potential energy without angled points and generate a minimum threshold of resistance to movement in a deterministic manner. A model is generated to determine radial stress and angle of cross inclination on the support rollers on the curved sections in the horizontal plane depending on the productivity and the properties of soft and homogenized laterite ores being conveyed.

Keywords: belt conveyors; resistance on curved sections; interpolation by section; cubic spline.

1. INTRODUCCIÓN

El consumo de energía de los transportadores de banda estacionarios (magistrales) se determina a partir de los valores de la resistencia al movimiento de la banda, tanto en la rama cargada como en la vacía; es decir, la resistencia al giro de los rodillos que soportan la banda, la resistencia a la rodadura de la banda sobre los rodillos y a la flexión de la banda. La resistencia que requiere la mayor cantidad de energía para superarla es la determinada por la diferencia de altura durante el traslado de la carga.

El ahorro de energía en los transportadores de banda en las minas lateríticas se garantiza mediante el control de varios parámetros tecnológicos y de la ingeniería de diseño del transportador (Antoniak 2003; Siva y Radha 2003; Küsel 2003; Lauhoff 2005, 2006; Nuttall & Lodewijks 2006; Sierra 2005, 2010), sin embargo, aún no se ha considerado durante el diseño, en función de la productividad y de las propiedades de la mena laterítica mullida y homogeneizada que se transporta, la mejora de la metodología de cálculo de la resistencia al movimiento de la banda, en los tramos curvos del perfil en el plano vertical, las tensiones radiales y el ángulo de inclinación transversal de los apoyos de rodillos, en los tramos curvos en el plano horizontal.

Las resistencias en los tramos rectos horizontales e inclinados se determinan por las fórmulas 1, 2 y 3 (Faddiev 1972; Tarasov 1980; Potapov 1980; Spivakoski 1982; Spivakoski & Dimitriev 1982; Spivakoski & Potapov 1983; Grigoriev *et al.* 1986; Diakov 1997; Lamber 1990; Shasmeiter 1997 y Vasiliev, Nikolaiev & Cazonov 2006):

$$W_{n,n-1}^c = [(q_c + q_b) \cdot \cos \beta_{n,n-1} + q_r^c] \cdot \omega' \cdot l_{n,n-1} \pm (q_c + q_b) \cdot \text{sen} \beta_{n,n-1} \cdot l_{n,n-1} \quad (1)$$

$$W_{n,n-1}^v = [(q_b) \cdot \cos \beta_{n,n-1} + q_r^v] \cdot \omega' \cdot l_{n,n-1} \pm (q_b) \cdot \text{sen} \beta_{n,n-1} \cdot l_{n,n-1} \quad (2)$$

Si hay aceleración, surge la fuerza de inercia:

$$W_a = (q_c + q_b) \cdot L \cdot a_b \cdot k_i \cdot g^{-1} \quad (3)$$

Donde:

$W_{n,n-1}^c$ y $W_{n,n-1}^v$: fuerza de resistencia al movimiento en los tramos cargados y vacíos, respectivamente,

N , q_b : peso lineal de la banda,

N/m , q_c : peso lineal de la carga,

N/m , q_r^c : peso lineal de los rodillos de apoyo en la rama cargada,

$N/m, q_r^v$: peso lineal de los rodillos de apoyo en la rama vacía,

$N/m, l_n, \alpha_{n-1}$ y $\beta_{n,n-1}$: longitud y ángulo de inclinación del tramo que se analiza; m y grados, respectivamente,

ω' : coeficiente generalizado de resistencia al movimiento, se determina de forma experimental,

a_b : aceleración de la banda; m/s^2 ,

k_i : coeficiente que toma en consideración la influencia de las masas en rotación $k_i > 1$. El signo (+) es cuando el movimiento es hacia arriba y el signo (-) cuando el movimiento es hacia abajo.

Las ecuaciones 1 y 2 no se pueden aplicar en los tramos curvos del perfil según el plano vertical. La resistencia al movimiento en los tramos curvos del perfil en el plano vertical se determina por la relación entre las tensiones de entrada y salida al tramo (Tarasov 1980; Spivakoski & Potapov 1983; Shubin & Pedre 1986; Zelienskii & Petrov 1986; Tijonov 1987; Shasmeiter & Diitriev 1987; Oriol & Aguilar 1995; Pereda & Polanco 1999; CEMA 1999).

En el caso de los tramos convexos surgen tensiones radiales que incrementan la fuerza de fricción. Estas tensiones en el tramo curvo no tienen definida aún una expresión matemática para su determinación, por lo cual es propósito de este trabajo. La resistencia en las partes curvilíneas del transportador se calcula por:

$$W_{cp} = S_S - S_E = S_E \cdot (k_{Curvo}^{Tradic} - 1); \text{ N} \quad (4)$$

Donde:

S_S : tensión de salida del tramo curvo; N,

S_E : tensión de entrada en el tramo; N,

k_{Curvo}^{Tradic} : coeficiente que tiene en cuenta la relación entre S_E y S_S , depende del ángulo del arco de curvatura del tramo y de ω' en esta parte curva.

Según los autores anteriores $k_{Curvo}^{Tradic} = 1,02$ a $1,10$ y no hay un criterio para seleccionar el valor más preciso. Se ha determinado que la imprecisión se incrementa a medida que aumenta el número de tramos curvos del transportador (Sierra 2010).

Algunos autores (Matiushev & Sumin 1979; Potapov 1980; Oriol & Aguilar 1995; Vasiliev, Nikolaiev & Cazonov 2006) no consideran la resistencia en los tramos con la convexidad hacia arriba (cóncavos) en el

cálculo de tracción, o sea: $W_{cp} = 0$. Es importante percatarse de que siempre va a existir desplazamiento de carga y fricción, que implican pérdidas de energía y por tanto: $W_{cp} \neq 0$.

Según el sitio www.woehwa.com, los tramos curvos cóncavo y convexo se construyen bajo consideraciones geométricas aproximadas y definidas previamente. De acuerdo con otros autores (Oriol 1993; Oriol & Aguilar 1995; CEMA 1999) estos tramos se construyen según una catenaria. Zelenkii y Petrov (1986) consideran que la determinación de la resistencia en los tramos curvos se obtiene con mayor precisión en función de una de las tensiones, del ángulo (α_R) y del radio (R_V) del arco de curvatura del tramo del perfil correspondientemente. Sin embargo, este último parámetro no siempre se ofrece como dato y no es fácil de obtener, lo que implica la formación de un sistema de ecuaciones que tiene como incógnitas, además, las tensiones de entrada y salida al tramo. Es evidente que la determinación de la resistencia al movimiento y de las tensiones de la banda es inexacta y de cierta complejidad.

Suele determinarse la tensión mínima de trabajo considerando los pesos lineales de la carga y de la banda y de la distancia entre rodillos l_r^c por la ecuación 5:

$$S_{\min.trab.} = (10-5) \cdot (q_b + q_c) \cdot l_r^c \quad (5)$$

Ello introduce las siguientes insuficiencias:

1. En el perfil del transportador no se puede conocer en qué punto de la rama cargada está situada la mínima tensión, sin haber obtenido el valor de todas las tensiones de esa rama.
2. La tensión en un punto es igual a la tensión en el punto anterior, más la resistencia entre los puntos y, a su vez, esta última puede ser muchas veces mayor, ya que depende de la longitud del tramo, del perfil de la traza y de las dimensiones de los rodillos de apoyo y tambores motores y de desvío o retorno.
3. En dependencia del ángulo de inclinación del tramo y el sentido del movimiento, los valores de tensión o resistencia pueden ser positivos o negativos.

$$S_n = S_{n-1} + W_{n-1,n} \quad (6)$$

La tensión mínima de trabajo obtenida por la ecuación 6 sería la correcta para probar la flecha de la banda en la rama cargada, en lugar de la ecuación 5.

Según Zelienskii y Petrov (1986), la tensión en los tramos curvos convexos con carga, sin considerar la presión hacia los elementos de apoyo, se determina por las ecuaciones 7 y 8. Si a estas ecuaciones se les aplica la Teoría de Euler (para considerar la presión sobre los elementos de apoyo) se obtiene:

$$W_{convc} = \left[\left[(q_c + q_b + 2 \cdot q_r) \cdot R_v \right] \cdot \alpha_R \cdot w \pm (q_c + q_b) \cdot h_t \right] \cdot e^{\mu \cdot \alpha_R} \quad (7)$$

$$W_{convv} = \left[\left[(q_b + q_r) \cdot R_v \right] \cdot \alpha_R \cdot w \pm (q_b) \cdot h_t \right] \cdot e^{\mu \cdot \alpha_R} \quad (8)$$

Estas ecuaciones determinan la resistencia en los tramos curvos sin considerar las tensiones de entrada y salida al tramo. Véase que dependen del radio, de la diferencia de altura y del ángulo del arco α_R del tramo y del coeficiente de fricción μ de las partes móviles; parámetros que no siempre son conocidos y que son difíciles de determinar cuando se proyecta un transportador que garantice la menor resistencia y suavidad del tramo.

Como desenlace se observa que no existe una expresión teórica, fundamentada matemáticamente, para el cálculo de la resistencia al movimiento en los tramos curvos en el plano vertical, que minimice la fricción y la componente normal a la banda. Entonces, se deduce utilizar métodos matemáticos de interpolación precisos adaptados para trazar curvas con la mínima energía potencial sin puntos angulosos y obtener de forma determinística valores mínimos de resistencia al movimiento.

Además, se ha detectado cierto desconocimiento de los parámetros que determinan las tensiones radiales y el ángulo de inclinación transversal de los apoyos de rodillos en los tramos curvos en el plano horizontal, en función de la productividad y de las propiedades del mineral laterítico.

El objetivo del presente trabajo es perfeccionar el cálculo de la resistencia al movimiento en los tramos curvos del perfil, que contribuya a un nuevo enfoque del método de cálculo de los transportadores de banda para menas lateríticas, aplicando fórmulas de interpolación más eficientes en los algoritmos establecidos.

2. NUEVO ENFOQUE DEL CÁLCULO DE LA RESISTENCIA AL MOVIMIENTO EN LOS TRAMOS CURVOS DEL PERFIL

Los métodos de diseño ingenieril, generalmente, contemplan cálculos matemáticos que en la práctica son implementados con niveles de precisión adecuados y suficientes para que respondan a los intereses de los usuarios. Un factor que obstaculiza una buena precisión es el medio que se utilice para calcular (Shampine, Allen & Pruess 1997; Arzola 2000).

Cualquier método de cálculo de transportadores de banda debe garantizar un correcto diseño, así como su implementación y explotación. También debe crear las bases para aplicar métodos de optimización, que permitan establecer los mejores parámetros de diseño y explotación. En este sentido se contribuye perfeccionando el procedimiento del cálculo de la resistencia en los tramos curvos del perfil del transportador de banda.

Para alcanzar lo expresado anteriormente, en este trabajo se propone aplicar fórmulas de interpolación más eficientes en los algoritmos para determinar con precisión la resistencia al movimiento en los tramos curvos del perfil durante la proyección de los transportadores de banda.

Como contribución al perfeccionamiento de un nuevo enfoque del método de cálculo de la resistencia al movimiento en los tramos curvos del perfil se asume que:

1. La determinación de la resistencia en los tramos de perfil curvo se basa en modelar el perfil mediante una curva spline, que permite obtener m puntos del tramo, sobre los cuales se define una poligonal. El cálculo de la resistencia en el tramo curvo se aproxima como la suma de las resistencias en cada tramo recto de la poligonal y en la medida en que aumente el valor de m , entonces mejora su precisión. Este enfoque puede ser aplicado a cualquier tramo curvo.
2. El tratamiento de cada tramo recto (incluyendo los que se determinan en las poligonales que modelan los tramos curvos) son tratados de forma individual en lo que respecta a sus datos, es decir, un tramo cargado no se calcula igual a uno vacío.

2.1. Perfeccionamiento del cálculo de la resistencia al movimiento en los tramos curvos para los transportadores de banda mediante el uso de splines

En los trabajos analizados en la introducción de este trabajo para determinar la resistencia al movimiento en los tramos curvos muchos autores establecen una relación práctica entre las tensiones de entrada S_E y salida S_S , a través de un coeficiente k_{Curvo}^{Tradic} , cuyos valores oscilan desde 1,02 hasta 1,10 y estos valores se escogen por experiencia práctica. Hasta el

momento no se ha obtenido una expresión teórica fundamentada matemáticamente y validada para la determinación de la resistencia en estos tramos, que considere las fuerzas que componen la normal que determinan con precisión la fuerza de fricción.

La construcción del tramo curvo se puede lograr sin puntos angulosos y con continuidad, utilizando el método de interpolación por tramos spline cúbico. El spline permite obtener un modelo para la proyección y diseño del tramo curvo y calcular valores mínimos de la resistencia al movimiento.

La metodología escogida para la realización de los cálculos está en consonancia con la referida por algunos investigadores (Álvarez *et al.* 2002; Mena 2006 & Young *et al.* 2008). Una función spline es una función polinomial por tramos, que es continua y posee derivadas continuas hasta un cierto orden. Además, debe satisfacer algunas de las siguientes condiciones: pasar por un conjunto de puntos de la gráfica de $f(x)$ (spline interpolador), aproximarse a un conjunto de puntos experimentales (spline de mejor ajuste) y cumplir ciertos requerimientos estéticos.

2.1.1. El spline cúbico de interpolación

Considérese que para cada uno de los $n+1$ nodos ordenados en forma creciente $\{x_0, x_1, \dots, x_n\}$, que representen la longitud de cada tramo (x_i) del perfil del transportador, se conoce el valor de una función $f(x)$.

Sea: $y_i = f(x_i)$ para $i = 0, 1, 2, \dots, n$ (9)

Se necesita que el spline satisfaga las condiciones de interpolación:

$S(x_i) = y_i$ para $i = 0, 1, 2, \dots, n$ (10)

La expresión analítica del spline cúbico es:

$$S(x) = \left\{ \begin{array}{l} a_1x^3 + b_1x^2 + c_1x + d_1 \dots \dots \dots \text{si} \dots x_0 \leq x < x_1 \\ a_2x^3 + b_2x^2 + c_2x + d_2 \dots \dots \dots \text{si} \dots x_1 \leq x < x_2 \\ \cdot \\ \cdot \\ \cdot \\ a_nx^3 + b_nx^2 + c_nx + d_n \dots \dots \dots \text{si} \dots x_{n-1} < x < x_n \end{array} \right\} \quad (11)$$

Como cada uno de los n polinomios de tercer grado que conforman el spline posee cuatro coeficientes, el spline posee $4n$ coeficientes que deben ser determinados a partir de ciertas condiciones. Para encontrar las fórmulas que determinan a $S(x)$ se seguirá el procedimiento de ir imponiendo sucesivamente las condiciones de interpolación, continuidad y suavidad.

Usando un lenguaje geométrico, la gráfica de $S(x)$ está formada por n secciones de polinomios cúbicos, de tal manera que la curva es continua y tanto la curvatura como la pendiente varían en forma continua (no hay puntos angulosos).

Cuando la función $S(x)$ se utiliza como interpoladora debe, además, cumplir la condición de tomar en los nodos de interpolación idénticos valores que los que toma la función $y = f(x)$. Aquí se está suponiendo que los nodos de interpolación coinciden con los puntos que limitan los tramos del spline. Las condiciones que debe satisfacer el spline son las siguientes:

$$\text{Condiciones de interpolación: } S(x_i) = y_i \quad i = 0, 1, 2, \dots, n \quad (12)$$

$$\text{Condiciones de continuidad: } S(x) \text{ continua en } x_i \quad i = 1, 2, \dots, n-1 \quad (13)$$

$$\text{Condiciones de suavidad: } S'(x) \text{ continua en } x_i \quad i = 1, 2, \dots, n-1 \quad (14)$$

$$S''(x) \text{ es continua en } x_i \quad i = 1, 2, \dots, n-1 \quad (15)$$

Estas condiciones suman en total $4n-2$, que significa que aún se cuenta con la posibilidad de imponer otras dos condiciones al spline. Cuando se cumple la condición 14 se logra que los puntos de inflexión no sean angulosos y la condición 15 que la curvatura de la función no sea angulosa (suave). Para encontrar las fórmulas que determinan a $S(x)$ se seguirá el procedimiento de ir imponiendo sucesivamente las condiciones de interpolación, continuidad y suavidad, aunque no en ese orden. Como $S(x)$ debe cumplir $4n-2$ ecuaciones y existen $4n$ coeficientes a determinar, es posible imponer otras dos condiciones. Existen varios criterios en cuanto a estas dos condiciones, pero lo más frecuente es hacer: $S''(x_0) = S''(x_n) = 0$

Cuando se toman estas condiciones el spline se llama *natural*. Se ha demostrado que el spline natural es la función definida por tramos cúbicos que pasa por los $n+1$ puntos $(x_0, y_0), (x_1, y_1), \dots, (x_n, y_n)$ y hace mínima la integral (Álvarez *et al.* 2002):

$$\int_{x_0}^{x_n} [S''(x)]^2 dx \quad (16)$$

El procedimiento práctico para encontrar los valores de $a_1, \dots, a_n, b_1, \dots, b_n, c_1, \dots, c_n, d_1, \dots, d_n$ fue tomado de Álvarez y demás investigadores (2002). Dado que $S''(x)$ está relacionada con la curvatura de la gráfica de $S(x)$, entonces, la propiedad 16 significa que para $S(x)$ se tiene la curvatura global mínima con respecto a cualquier otra función interpoladora.

Desde un punto de vista físico, como la energía potencial de una varilla delgada, flexible y elástica depende de la curvatura en cada punto (Álvarez

et al. 2002), resulta que si una varilla con tales propiedades es obligada a pasar por los $n + 1$ puntos del plano: $(x_0, y_0), (x_1, y_1), \dots, (x_n, y_n)$, ella toma la forma que minimiza su energía potencial elástica, que es precisamente la del spline cúbico natural que interpola a dichos puntos. Esto lo confirman la página *Spline Interpolation* de la Enciclopedia Wikipedia (consultada en diciembre de 2008) y García (2005). Donde se expresa que

$f(x)=S(x)$ minimiza el funcional $J(f) = \int_a^b |f''(x)|^2 dx$, que es una aproximación de curvatura

$$K_{\text{curv}} = \left| \frac{f''(x)}{(1 + f'(x)^2)^{\frac{3}{2}}} \right| \quad (17)$$

lo cual significa que $S(x)$ pasa por todos los puntos (x_i, y_i) .

La resistencia en un tramo recto se calcula por las fórmulas 1 y 2, donde: $\beta_{n,n-1}$: ángulo que forma el tramo con respecto a la horizontal. Usualmente, el cálculo de la resistencia en un tramo de perfil curvo se realiza asumiendo que se conocen las tensiones de entrada S_E y de salida S_S en el tramo y S_S mayor del 1 al 10 % de S_E y entonces, $W_{cp} = S_S - S_E$.

Si se suponen conocidos los puntos de la trayectoria del perfil de un tramo (dados por las coordenadas de este perfil), entonces, es posible encontrar el spline cúbico natural que interpola estos puntos; mediante esta función spline es posible hallar las coordenadas de tantos puntos j como se necesiten para definir una poligonal formada por segmentos rectos definidos entre cada dos puntos consecutivos, de manera que la poligonal constituye una aproximación de la curva spline y, por tanto, de la trayectoria del transportador. La resistencia en el tramo curvo será calculada como la suma de las resistencias en cada tramo recto de la poligonal, como se muestra en la Figura 1.

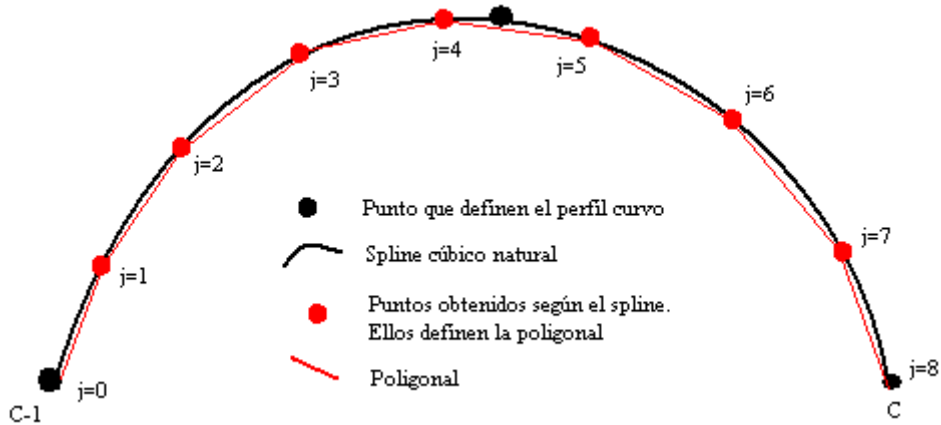


Figura 1. Poligonal para el cálculo de la resistencia en un tramo curvo.

3. RESULTADOS

3.1. Resistencia al movimiento de los transportadores de banda en los tramos curvos verticales

En el enfoque clásico, el cálculo de la fuerza de tensión en cualquier tramo se realiza mediante la expresión 6. Sin embargo, en un tramo curvo cóncavo o convexo cada segmento de tramos $i, i+1$ ($i=1$ hasta n) tiene diferente pendiente ($\beta_{n,n-1}$). Se induce una expresión general para determinar la tensión en cada uno de los puntos (i) que definen el segmento, considerando las variaciones de los valores de resistencia provocados por los cambios de pendiente de cada segmento de la poligonal formada a través de los coeficientes denominados K_{Si}^{curvo} y K_{Si+1}^{curvo} , que afectan el modelo 6 de la siguiente forma:

$$S_{i+1} = [S_i \cdot K_{Si}^{curvo} + W_{i,i+1}] \cdot \frac{1}{K_{Si+1}^{curvo}}; \tag{18}$$

Del modelo 18 se deducen tres casos particulares:

1. $K_{Si}^{curvo} = 1,0$ y $K_{Si+1}^{curvo} = 1,0$ cuando no existe cambio de pendiente entre dos segmentos consecutivos ($\beta_{i-1} = \beta_i$). Este es el caso clásico.
2. $K_{Si}^{curvo} = \cos(\beta_{i-1} - \beta_i)$ y $K_{Si+1}^{curvo} = 1,0$, cuando hay cambio de pendiente del tramo $(i-1, i)$ al tramo $(i, i+1)$ en forma cóncava ($\beta_{i-1} \neq \beta_i$), como se muestra en la Figura 2.

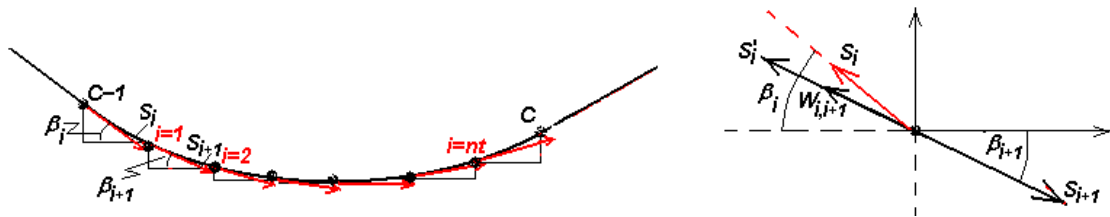


Figura 2. Esquema para determinar la tensión y resistencia en los tramos curvos convexos en el plano vertical del perfil del transportador de banda.

3. Cuando el cambio de la pendiente del tramo es de forma convexa ($\beta_{i-1} \neq \beta_i$, Figura 2) hay una proyección sobre la batería de los apoyos de rodillos originada por la presión de la fuerza normal $S_{N(i)}$ que ejerce la banda sobre los mismos e incrementa la fuerza de resistencia al movimiento (aumento de la fuerza de fricción) (Figura 3).

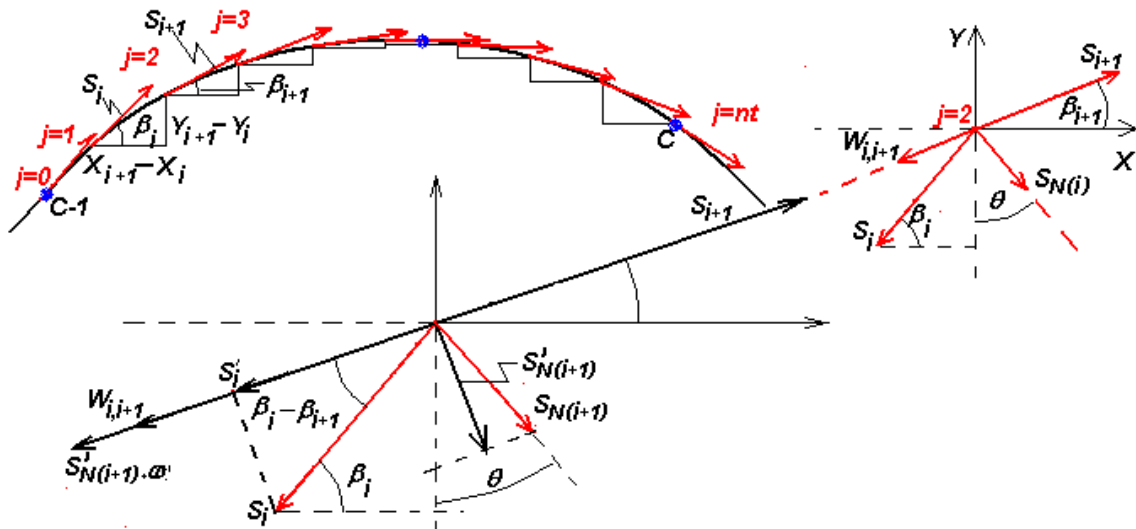


Figura 3. Esquema para determinar la presión sobre los rodillos y tambores en los tramos curvos cóncavos en el plano vertical del perfil del transportador de banda.

Según la Figura 3:

$$S_{i+1} = S'_i + W_{i+1} + S'_{N(i)} \cdot \omega' \tag{19}$$

Donde: $S_{N(i)} = \frac{S_i \cdot \text{sen} \beta_i - S_{i-1} \cdot \text{sen} \beta_{i-1}}{\cos \theta}$ (20)

es la fuerza normal a los rodillos producida por el cambio de pendiente del tramo convexo; $S'_{N(i)}$: componente normal correspondiente S_{i+1} :

$$S'_{N(i)} = S_{N(i)} \cdot \cos\left(\frac{\theta}{2}\right); \tag{21}$$

S'_i : proyección axial de S_i según la dirección de la fuerza de tensión S_{i+1} ,

$$S'_i = S_i \cdot \cos(|\beta_i - \beta_{i+1}|) \quad (22)$$

Entonces, los coeficientes $K_{S_i}^{curvo}$ y $K_{S_{i+1}}^{curvo}$ quedan:

$$K_{S_i}^{curvo} = \left\{ \cos(\beta_i - \beta_{i+1}) - \frac{[\text{sen}(\beta_i) \cdot \cos(\theta/2) \cdot \omega']}{\cos(\theta)} \right\}; \quad (23)$$

Y,

$$K_{S_{i+1}}^{curvo} = \left\{ 1 - \frac{[\text{sen}(\beta_{i+1}) \cdot \cos(\theta/2) \cdot \omega']}{\cos(\theta)} \right\}; \quad (24)$$

Donde: β_i y β_{i+1} : ángulo de inclinación de los segmentos rectos (i-1,i) y (i, i+1), respectivamente, de la poligonal formada por el spline natural,

$$(\beta_{i+1}) = \text{arctg} \left[\frac{Y_{i+1} - Y_i}{X_{i+1} - X_i} \right]; \quad (25)$$

Y,

$$\theta = 0,5 \cdot (\beta_i + \beta_{i+1}); \quad (26)$$

La fuerza $S_{N(i)}$ incrementa la fuerza de resistencia nociva en un valor $S'_{N(i)} \cdot \omega'$. Los coeficientes $K_{S_i}^{curvo}$ y $K_{S_{i+1}}^{curvo}$ significan en cuantas veces se incrementa la resistencia al movimiento en los tramos curvos provocada por la presión de la banda sobre los rodillos. Esto se cumple tanto para la rama cargada como para la vacía.

El cálculo de $S_{(C)}$ (Figura 3) se hace complejo debido a que $\beta_{(i)}$ es variable. Si $S_{(C)}$ es la tensión en el punto final de un tramo curvo, entonces, aplicando el método de contorno por puntos (Figura 1), se tiene que:

$$S_1 = [S_0 \cdot K_{S_0}^{curvo} + W_{0,1}] \cdot \frac{1}{K_{S_1}^{curvo}} = [S_{C-1} \cdot K_{S_0}^{curvo} + W_{C-1,1}] \cdot \frac{1}{K_{S_1}^{curvo}}$$

$$S_2 = [S_1 \cdot K_{S_1}^{curvo} + W_{1,2}] \cdot \frac{1}{K_{S_2}^{curvo}} \quad (27)$$

$$S_{nt} = [S_{nt-1} \cdot K_{S_{nt-1}}^{curvo} + W_{nt-1, nt}] \cdot \frac{1}{K_{S_{nt}}^{curvo}} \quad (28)$$

Donde: n_t : número de segmentos que ajustan el tramo curvo que une a C-1 y C, $S_{(C-1)}$: tensión en el punto que inicia el tramo curvo (punto final del tramo anterior al tramo curvo analizado). En la medida en que la distancia entre cada pareja de puntos sea pequeña, el resultado del cálculo de $S_{(i)}$ en cada punto será más preciso debido a que tiene en cuenta las variaciones del ángulo de inclinación de cada tramo.

Ahora se deben calcular los valores de $K_{S_i}^{curvo}$ y $K_{S_{i+1}}^{curvo}$ para cada tipo de tramo y en este caso se asume que $tg[\beta(i)] = f'(x_j)$, donde $y=f(x)$ es la función que modela al tramo curvo.

Como se desconoce la expresión de $f(x)$, entonces ella puede ser aproximada por el spline cúbico natural $S(x)$, tal como se definió en (9) y (10) y, por tanto, $S'(x)$ puede aproximar a $f'(x_j)$.

3.2. Determinación de la tensión en el tramo curvo horizontal

Cuando el transportador de banda se mueve por una trayectoria curva en el plano horizontal, con velocidad del movimiento de la banda constante, el equilibrio dinámico se obtiene añadiendo a las fuerzas aplicadas el vector de inercia $-m_{b+c} \cdot \bar{a}_I$, con el cual el sistema resultante es nulo. El vector de inercia se puede expresar en sus componentes tangencial y normal, pero en este caso solamente hay que considerar su componente normal por ser constante el módulo de la velocidad de la banda. El valor de esta fuerza normal resultante ha sido determinado por otros investigadores (Grabner 1990; Grimmer y Grabner 1993; Grabner *et al.* 1993). El valor de la fuerza normal individual de los rodillos también influye en la curvatura de la banda (Kessler & Grabner 1996; Grabner 1990; Grimmer & Kessler 1987a, 1987b).

En esta investigación, a partir de la Figura 4, se obtiene el modelo para la determinación del incremento de la tensión de la banda en la curva según el plano horizontal:

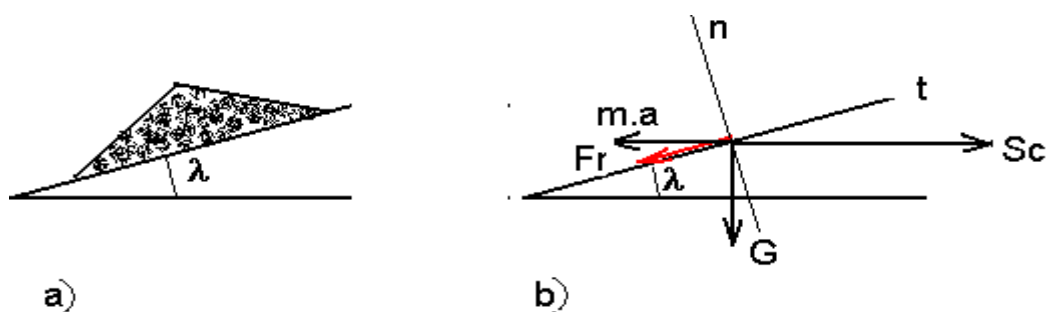


Figura 4. Sección transversal de la artesa en los tramos curvos en el plano horizontal.

$$Sc = [(q_c + q_b) \cdot L_r^c] \cdot \left[\left(\frac{v^2}{R_H \cdot g} \right) + \left(\frac{\text{Sen}(\lambda) + fr \cdot \cos(\lambda)}{\text{Cos}(\lambda) - fr \cdot \text{Sen}(\lambda)} \right) \right] \quad (29)$$

Donde:

fr: coeficiente de fricción entre la banda y los apoyos de rodillos durante el desplazamiento lateral de la banda,

Sc: tensión que se incrementa en la curva horizontal producto de la presión de la banda contra los rodillos de apoyo (Figura 4); N,

R_H : radio de la traza en la curva según el plano horizontal; m,

λ : ángulo de inclinación de la artesa con respecto a la horizontal según la sección transversal de la banda en los tramos curvos de la traza; grados.

El ángulo λ está limitado por el ángulo maximal del talud del mineral laterítico φ_m , es decir, en la curva el ángulo maximal del talud del mineral depositado sobre la banda se incrementa en el valor de λ ; o sea: $\varphi'_m = \varphi_m + \lambda$. Este fenómeno provoca una disminución del área de la sección transversal del mineral sobre la banda y de la productividad del transportador para un mismo ancho de banda. El área de la sección transversal también ha sido determinada por Kessler (1989) y CEMA (1999), pero ellos no han considerado la disminución de la productividad ni la interrelación entre el ángulo del talud, la humedad y la composición granulométrica de los minerales lateríticos.

El incremento de la fuerza de resistencia en el rodillo lateral interior de la curva se considera en los cálculos (Lieberwirth 1994; Sagheer 1989; Kessler *et al.* 1994 & Staples 2001, 2002). El cálculo de la fuerza de resistencia, en relación al tramo curvo en los dispositivos guías de la banda, ha sido determinado con anterioridad (Grimmer & Beumer 1972; Grimmer & Kessler 1987a, 1987b, 1991, 1992; Kessler & Grabner 1996) y constituye el 0,015 %. En la selección del radio de la curva hay que considerar la disminución de la productividad, los gastos energéticos y económicos.

4. DISCUSION

La optimización del perfil de cada tramo se basa, según lo planteado en este trabajo, mediante las ecuaciones 16 y 17:

El spline $f(x)=S(x)$ minimiza el funcional $J(f) = \int_a^b |f''(x)|^2 dx$ en el espacio

de Sobolev $H^2([a; b])$ donde:

$J(f)$ es una aproximación de la curvatura y $K = \left| \frac{f''(x)}{(1 + f'(x)^2)^{\frac{3}{2}}} \right|$. Esto tiene un

valor práctico importante ya que si se mantienen las premisas de que la curva que pasa por los n puntos que definen al spline, sea continua y además, sean continuas sus dos primeras derivadas cuando aumenta la curvatura, entonces se producen dos fenómenos:

- La longitud de $S(x)$ será mayor. Esto es esencial ya que según plantean las ecuaciones 1 y 2 el valor de la resistencia (W) depende directamente de la longitud (l) de cada tramo.
- Puesto que el cálculo de la tensión, de acuerdo con lo expuesto en la fórmula 18, depende del valor de $K_{S_i}^{curvo}$ que para los tres casos explicados (Figuras 1, 2 y 3) dependen de los ángulos β_{i-1} y β_i que forman los segmentos con respecto a la horizontal. Para el caso de cambio cóncavo, a medida que aumenta la diferencia entre los ángulos (propio de un arco con gran curvatura), el valor de $K_{S_i}^{curvo}$ aumenta y por tanto el de S_i . Para el caso de cambio convexo los valores de $K_{S_i}^{curvo}$ y de $K_{S_{i+1}}^{curvo}$ disminuyen cuando aumentan los valores de los ángulos, aunque no de la misma forma. El valor de $K_{S_{i+1}}^{curvo}$ es prácticamente igual a uno siempre que ambos valores de los ángulos sean no mayores de 60° ; cuando ambos valores se acercan al mismo tiempo a 90° , entonces este coeficiente decrece bruscamente, haciendo que S_{i+1} crezca muy rápido. Por otra parte, el valor de $K_{S_i}^{curvo}$ tiene un comportamiento semejante, pero su decrecimiento se acelera cerca de los 45° . En general, puede afirmarse que si los dos ángulos son pequeños, entonces ambos coeficientes son prácticamente iguales a uno, lo cual quiere decir que para una curva $S(x)$ de poca curvatura el valor de la tensión S , al final del tramo, dependerá casi linealmente del valor de S en el tramo anterior y del valor de la resistencia (W) en el tramo que se analiza.

Entonces, es posible definir un transportador con valor mínimo de rozamiento y un valor mínimo de tensión, si su perfil está dado por un spline cúbico natural que tiene curvatura global mínima.

La optimización consiste en obtener el spline cúbico natural que pasa por los puntos que definieron los tramos del transportador y luego evaluar este modelo geométrico para puntos intermedios sobre los cuales se colocarán

las baterías de rodillos de la artesa. Si se conoce la longitud del transportador, el número de baterías de rodillos define la distancia entre ellos.

La optimización, en este caso, se basa en determinar cuántas baterías de rodillos deben colocarse y la cota de cada una de ellas, para minimizar la resistencia total del transportador y su tensión. Nótese que al aumentar la cantidad de rodillos mejora el diseño de la curvatura óptima, pero aumenta el peso de los rodillos por unidad de longitud, entonces debe buscarse una variante entre estos dos factores.

5. CONCLUSIONES

- Se establece el perfeccionamiento del cálculo de la resistencia al movimiento en los tramos curvos del perfil y del cálculo de la tensión que se origina en los tramos curvos cóncavos hacia abajo para los transportadores de banda mediante los splines cúbicos naturales, por medio de la inducción del modelo 18.
- Se obtienen los modelos 23 y 24 de los coeficientes que afectan el valor de la resistencia, determinada en los tramos curvos del perfil del transportador de banda a través del modelo 18.
- Se establece la modelación del cálculo preciso de la resistencia al movimiento en los tramos curvos del perfil de los transportadores de banda para menas lateríticas, mullidas y homogeneizadas (modelos 27 y 28), mediante el empleo de los spline cúbicos.
- Se obtiene el modelo para la determinación del incremento de la tensión de la banda en la curva del perfil en el plano horizontal, según la sección transversal de la artesa de la banda sobre los rodillos en estos tramos (modelo 29).

6. REFERENCIAS

- ÁLVAREZ, B. M.; GÓMEZ, M. A.; GUERRA, H. A. & LAU, F. R. 2002: *Matemática Numérica*. Félix Varela, La Habana.
- ANTONIAK, J. 2003: Theoretical basis and industrial applications of energy-saving and increased durability belt conveyors. *Acta Montanistica Slovaca* 8(2): 106-117.
- ARZOLA, J. 2000: *Sistemas de ingeniería*. Félix Varela, La Habana, 482 p.
- CEMA (Conveyor Equipment Manufacturers Association). 1999: *Belt conveyors for bulk materials*. Sixth Edition. United States, 770 p.
- DIAKOV, V. A. 1997: *Máquinas de transporte en la minería a cielo abierto*. Niedra, Moscú.

- FADDIEV, B. 1972: *Transportadores de banda en las canteras de minerales metálicos*. Niedra, Moscú, 387 p.
- GARCÍA, F. 2005: *Métodos de elementos finitos mixtos para elasticidad incompresible no lineal*. Tesis doctoral. Universidad de Concepción. Chile.
- GRABNER, K. 1990: *Untersuchungen zum normalkraftverlauf zwischen gurt und tragrollen bei gurtfrderern*. Dissertation. Montanuniversitt Leoben. Disponible en: www.saimh.co.za/beltcon/beltcon8/paper813.htm
- GRABNER, K.; GRIMMER, K. J. & KESSLER, F. 1993: Investigation into normal forces between belt and idlers at critical locations on the belt-conveyor track. *Bulk Solids Handling* 13(4): 727-734.
- GRIGORIEV, B. N. 1986: *Máquinas y complejos de transporte para el laboreo subterráneo*. Niedra, Moscú, 415 p.
- GRIMMER, K. J. & BEUMER, B. 1972: Auslegung und betrieb kurvengngiger frderbnder mit normalen frdergurten. *Frdern und Heben* 22(3): 107-112.
- GRIMMER, K. J. & GRABNER, K. 1993: Untersuchungen ber die normalkrftte zwischen gurt und tragrollen an kritischen stellen des gurtverlaufes bei bandfrderanlagen. *Berg-und Httenmnnische Monatshefte* 138(6): 212-220.
- GRIMMER, K. J. & KESSLER, F. 1987a: Spezielle betrachtungen zur gurtfrhrung bei gurtfrderern mit horizontalkurven. Teil I: anmerkungen zum herkmmlchen berechnungsverfahren. *Berg-und Httenmnnische Monatshefte* 132(2): 27-32.
- GRIMMER, K. J. & KESSLER, F. 1987b: Spezielle betrachtungen zur gurtfrhrung bei gurtfrderern mit horizontalkurven. Teil II: verbesserung des herkmmlchen berechnungsverfahrens. *Berg-und Httenmnnische Monatshefte* 132(6): 206-211.
- GRIMMER, K. J. & KESSLER, F. 1991: Zur auslegung von gurtfrderern mit horizontalkurven. *Frdern und Heben, Vereinigte Fachverlage Krausskopf* 41(5): 428-432.
- GRIMMER, K. J. & KESSLER, F. 1992: The design of belt conveyors with horizontal curves. *Bulk Solids Handling* 12(4): 557-563.
- KESSLER, F. & GRABNER, K. 1996: Bico-TEC -Horizontal conveyor belts traveling in a curved direction. Austria.
- KESSLER, F. 1989: Untersuchungen des schttgutverhaltens bei seitlicher auswanderung des gurtes in der tragrollenmulde einer gurtfrderanlage. *Berg-und Httenmnnische Monatshefte* 134(2): 35-40.

- KESSLER, F.; GRABNER, K. & GRIMMER, K. J. 1994: Neuer kurvengängiger gurtförderer mit pendelnder aufhängung, *Fördern und Heben* 44(1-2): 77-80.
- KÜSEL, B. 2003: *The strongest conveyor belts from 1970 to 2000*. Bulk India. PHOENIX Conveyor Belt Systems Hamburg, Germany. Disponible en: www.phoenix-ag.com .
- LAMBER, J. 1990: Alternative weighing. Technology for belt. Conveying systems. *Bulk Solids Handling* 1(3).
- LAUHOFF, H. 2005: Control de velocidad en correas transportadoras - ¿Realmente ahorra energía? *Bulk Solids Handling* 25(6). Disponible en: www.synergy-eng.com/spanish/pdf/.
- LAUHOFF, H. 2006: Geschwindigkeitsregelung bei Gurtförderern: spart das wirklich Energie? *ZKG international* 58(12): 47-61.
- LIEBERWIRTH, H. 1994: Design of belt conveyors with horizontal curves. *Bulk Solids Handling* 14(2): 283-286.
- MATIUSHEV, L. G. & SUMIN, V. M. 1979: *Dispositivos de las fábricas de enriquecimiento*. Niedra, Moscú.
- MENA, S. T. 2006: *Aplicación de métodos matemáticos para el perfeccionamiento de la metodología de cálculo de los transportadores de banda*. Arístides A. Legrá Lobaina y Roberto Sierra Pérez (Tutores). Trabajo de diploma. Instituto Superior Minero Metalúrgico.
- NUTTALL, A. J. & LODewIJKS, G. 2006: Traction versus slip in a wheel-driven belt conveyor. *Mechanism and Machine Theory* 41(11): 1336-1345.
- ORIOl, G. J. M. & AGUILAR, P. F. 1995: *Máquinas de transporte continuo*. T I. 3 ed. Pueblo y Educación, La Habana, 235 p.
- ORIOl, G. J. M. 1993: *Conferencia de máquinas transportadoras*. Félix Varela, La Habana.
- PEREDA, H. S. & POLANCO, A. R G. 1999: *Transporte minero*. Félix Varela, La Habana, 363 p.
- POTAPOV, N. G. 1980: *Máquinas de transporte*. Niedra, Moscú, 261 p.
- SAGHEER, M. 1989: Turkey operates its first overland conveyor with horizontal curves. *Mining Engineering* 40(4): 234-235.
- SHAMPINE, L. F.; ALLEN JR., R. C. & PRUESS, S. 1997: *Fundamentals of numerical computing*. Vol. 1. Wiley, New York.
- SHASMEITER, L. G. & DIITRIEV, V. G. 1987: *Teoría y cálculo de los transportadores de banda*. Mashinostoinie, Moscú, 417 p.
- SHUBIN, V. S. & PEDRE, C. 1986: *Diseño de máquinas industriales*. T. III. Pueblo y Educación, La Habana, 364 p.

- SIERRA, R. J. 2005: *Perfeccionamiento de la metodología de cálculo de los transportadores de banda*. Rafael Pérez Barreto (Tutor). Tesis de maestría. Instituto Superior Minero Metalúrgico. 100 p.
- SIERRA, R. J. 2010: *Optimización energética en el diseño de transportadores de banda para el mineral laterítico cubano*. Arístides Alejandro Legrá Lobaina (Tutor). Tesis doctoral. Instituto Superior Minero Metalúrgico. 100 p.
- SIVA, N. & RADHA, S. 1990: *A finite element analysis for the design of a conveyor pulley shell*. *Computers & Structures* 35(3): 267-277.
- SPIVAKOSKI, A. O. & Dimitriev, B. G. 1982: *Teoría de los transportadores de banda*. Nauta, Moscú, 363 p.
- SPIVAKOSKI, A. O. & ПОТАПОВ, M. G. 1983: *Máquinas y complejos de transporte en las labores minera*. Niedra, Moscú, 383 p.
- SPIVAKOSKI, A. O. 1982: *Transportadores de banda para la industria minera*. Niedra, Moscú, 345 p.
- TARASOV, U. D. 1980: *Construcción y cálculo de las máquinas y complejos de transporte*. Naúka, Leningrado, 227 p.
- TÍJONOV, N. V. 1987: *Máquinas de transporte en las empresas mineras*. Niedra, Moscú, 367 p.
- VASILIEV, K. A.; NIKOLAIEV, A. K. & CAZONOV, K. G. 2006: *Máquinas de cargas y transporte de las plantas de beneficio de minerales*. Naúka, Sant Petersburgo, 358 p.
- YOUNG, Y. W.; CAO, W.; CHUNG, T. & MORRIS, J. 2008: *Applied numerical methods using MATLAB*. T. 1 y 2. Félix Varela, La Habana.
- ZELIENKII, O. B. & PETROV, A. C. 1986: *Manual para proyectos de transportadores de banda*. Niedra, Moscú, 222 p.

Yoni Sierra-González, yonisierra85@gmail.com

Ingeniero Mecánico. Empresa NOVACERO, Ecuador

Roberto J. Sierra-Pérez, rsierra@ismm.edu.cu

Doctor en Ciencias Técnicas.

Profesor Titular. Instituto Superior Minero Metalúrgico

Arístides A. Legrá Lobaina, alegra@ismm.edu.cu

Doctor en Ciencias Técnicas.

Profesor Auxiliar. Instituto Superior Minero Metalúrgico

María Eugenia Torres-Santander, epciencia@citmahlg.cu

Máster en Ciencias.

Delegación Territorial CITMA Holguín.

Cambios en la geomorfología y el medio ambiente litoral asociados al dragado de los fondos marinos en Moa, Cuba

Yosbanis Cervantes-Guerra
Alina Rodríguez-Infante
Allan Pierra-Conde
Yuri Almaguer-Carmenate
Hans-Jürgen Gursky

Resumen

La presente investigación analiza las modificaciones geomorfológicas y medioambientales que origina el dragado de cieno carbonatado en la bahía de Cayo Moa. Se compararon datos batimétricos de diferentes fechas (1972, 2001 y 2010) y se analizaron los elementos Fe, Ca, K, Al y Si en muestras de sedimentos. En el análisis de la dinámica de los sedimentos se aplicó el método de *Ratio Matching* (concordancia de proporciones) para determinar la orientación predominante de los flujos y su posible nexos con las transformaciones del fondo. Se pudo constatar que el dragado transforma el medio de sedimentación en su geometría, carga sedimentaria disponible y en la energía que interviene en el proceso de sedimentación. Desde el punto de vista ecológico, el dragado en la bahía de Cayo Moa ha contribuido al deterioro de las formas de vida, impactando el medio marino a través del incremento de sólidos en suspensión y disueltos, cambios en la morfología del fondo, aumento de la dinámica erosiva y sedimentaria y la pérdida de la estructura natural y la biodiversidad florística en las zonas afectadas por la extracción.

Palabras clave: dragado de fondos marinos; cieno carbonatado; bahía de Cayo Moa; geomorfología litoral; procesos geodinámicos; sedimentación.

Changes in the geomorphology and littoral environment associated to dredged of seabed in Moa, Cuba

Abstract

Geomorphological and environmental modifications that originate the dredging of carbonated mud in Cayo Moa bay were analyzed. Bathymetric data of different dates (1972, 2001 and 2010) were compared to evaluate the geomorphological changes in the bottom of the bay; also were determined elements as Fe, Ca, K, Al and Si in sediment samples. The Ratio Matching method was applied to determine the predominant orientation of the flows and their possible nexus with the background transformations. It was verified that dredging transforms the sedimentation medium into its geometry, the available sedimentary load and the energy involved in the sedimentation process. From the ecological point of view, dredging in the Cayo Moa bay of has contributed to the deterioration of life forms, impacting the marine environment through the increase of suspended and dissolved solids, changes in the morphology of the bottom, erosive and sedimentary dynamics and the loss of natural structure and floristic biodiversity in areas affected by extraction.

Keywords: dredging; seabed; carbonated mud; Cayo-Moa bay; coastal geomorphology; geodynamic processes; sedimentation.

1. INTRODUCCIÓN

La extracción de minerales en los fondos marinos difiere de la que se realiza en la superficie terrestre en que debe llevarse a cabo bajo el agua y ser controlada a distancia desde una plataforma flotante en la superficie. Según la Autoridad Internacional de los Fondos Marinos (*International Seabed Authority- ISA 2007*), existen diferentes métodos básicos de explotación minera o extracción de depósitos minerales marinos, desde recogerlos de la superficie a través del dragado del fondo; excavarlos haciendo un agujero; a través de túneles para llegar a un depósito que esté por debajo de la superficie o perforar hasta llegar al depósito y licuarlo (Figura 1).

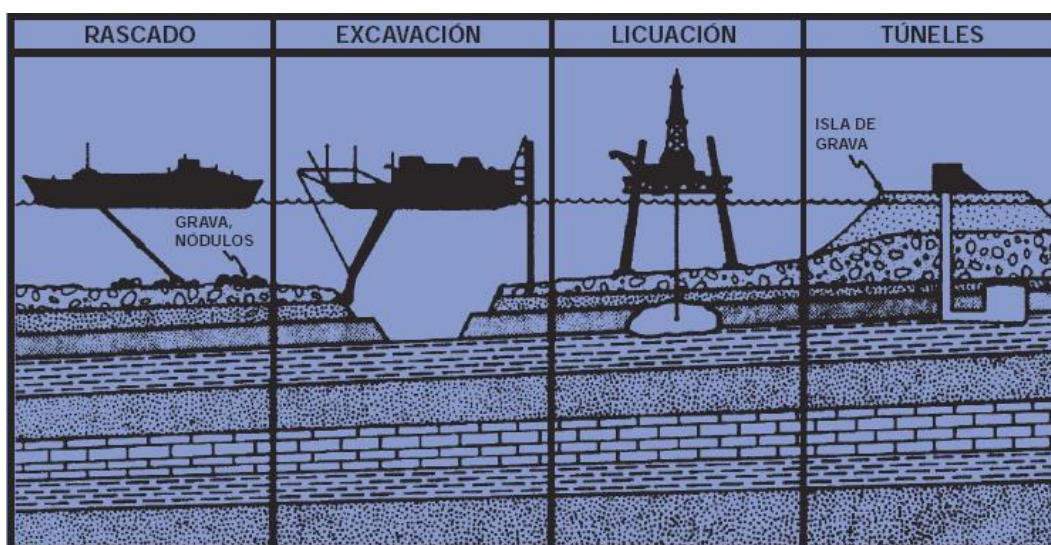


Figura 1. Cuatro métodos básicos de minería marina (Tomado de ISA 2007).

En la bahía de Cayo Moa el cieno carbonatado del fondo marino es extraído a través de una plataforma especializada en dicha tarea, conocida como draga. Las dragas son utilizadas con diferentes fines: crear artificialmente mayores profundidades en un área determinada como puertos o canales de navegación en zonas de difícil acceso, enterramiento de tuberías submarinas, extracción de minerales, así como en la protección y conservación de playas.

El dragado involucra cuatro procesos principales, desde la extracción de los materiales del fondo del mar, su traslado a la superficie, la deposición del material y el transporte. Esta última puede realizarse mediante una embarcación o a través de conductos.

El transporte del material del fondo del mar a la superficie del agua se realiza a través de dragas mecánicas o dragas de succión; existen otros tipos de dragas diseñadas para misiones específicas.

Además de los beneficios económicos que se obtienen por la actividad de dragado, existen efectos negativos asociados a la extracción de los sedimentos.

Al respecto, Morales (1999) plantea que los efectos ambientales del uso de dragas en la extracción de minerales del fondo marino son los siguientes:

- Alteración de la geomorfología del fondo.
- Perturbación y destrucción de los organismos bentónicos. Mezcla y resuspensión de los sedimentos en la trayectoria de la draga.
- Reasentamiento del sedimento removido y posibles peligros para los animales bentónicos.
- Alteración de la composición química del agua de fondo (las aguas de fondo pueden retener en solución compuestos lixiviados del sedimento obtenidos del agua intersticial).
- Incremento de la cantidad de elementos nutritivos disueltos en la capa de agua superficial (para los sistemas de extracción con inyección de aire).
- Disminución de la penetración lumínica por la pluma de turbidez.

Igualmente, en la guía de protección ambiental publicada por el Centro de Ciencias Ecológicas (CES 1999) se expresa que, desde el punto de vista medioambiental, el impacto más grave del dragado es la alteración del suelo marino causada por la extracción.

En consecuencia con lo antes comentado, en esta investigación se analiza el tipo de dragado que se practica en la bahía de Cayo Moa y su implicación en los procesos geodinámicos presentes en este medio ambiente litoral.

1.1. Dragado de los fondos marinos en la bahía de Cayo Moa

La bahía de Cayo Moa tiene una extensión de 30,6 km y 6 km de ancho (Oficina Nacional de Estadística e Información 2014). El sector objeto de estudio ocupa aproximadamente 5 km de largo y comprende la porción costera desde Punta Cabagán hasta las proximidades del puerto, también incluye las costas de cayo Moa Grande (Figura 2).

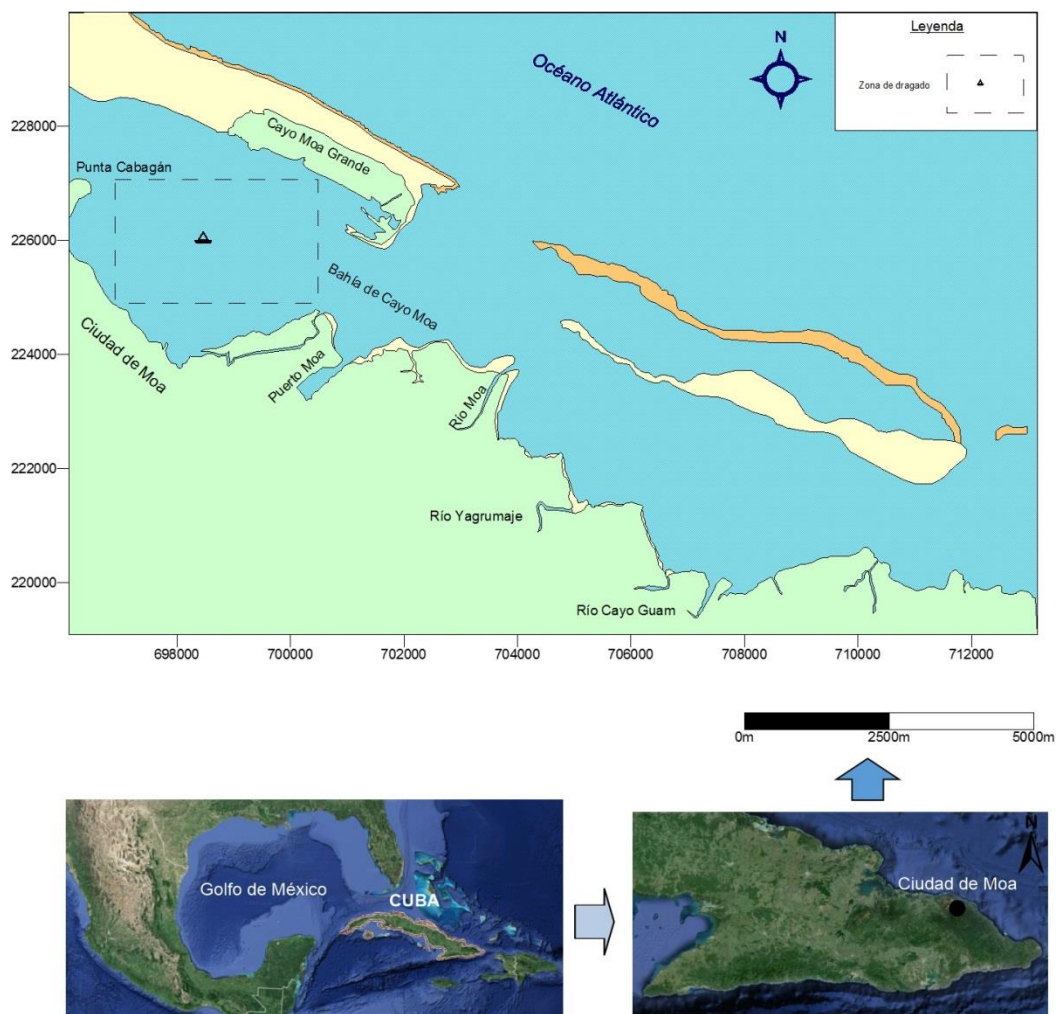


Figura 2. Ubicación geográfica de la bahía de Cayo Moa (Imagen tomada de Google Earth 2013).

La Figura 2 en su parte superior muestra la zona entre la costa de Moa y Cayo Mocha Grande donde se draga el fondo marino. Diariamente se extraen más de 1 200 t de cienos carbonatados para ser utilizados en la neutralización de residuales ácidos que se producen durante el beneficio de minerales para la producción de níquel y cobalto (Cueto, Rondón & Fuentes 2003).

El dragado de los fondos marinos en la bahía de Cayo Mocha afecta directamente el litoral de este municipio, donde predominan los sedimentos clásticos friables de carácter biodetrítico y terrígeno del período Cuaternario. La columna sedimentaria está representada por cuatro horizontes: desde arena calcárea en la parte más baja, sobreyacida sucesivamente por cieno carbonatado arenoso, cieno carbonatado limoso y cieno terrígeno en la parte alta (Menéndez 2001; Azcuy *et al.* 2001).

El origen de estos sedimentos está asociado a la barrera arrecifal que bordea todo el sector costero y al aporte de sedimentos de las principales corrientes fluviales del entorno que descargan en la laguna costera, donde el régimen de corrientes está regido por el efecto de la marea, observándose un movimiento predominante de dirección oeste durante el período llenante y hacia el este durante el vaciante, aunque este último con menor intensidad (Menéndez 2001). Esto implica que gran parte de los sedimentos arrastrados por los ríos y la escorrentía lleguen a la bahía y se depositen en el entorno costero (Cervantes *et al.* 2011).

El dragado de los fondos marinos en la bahía de Cayo Moa se realiza a través de una draga mecánica (de cubo), constituida por una excavadora con una cuchara de 2,5 m³ ubicada sobre una patana (Figura 3).

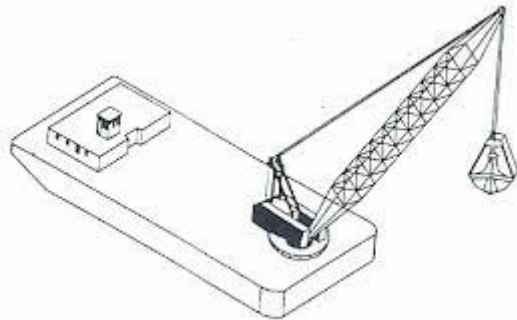


Figura 3. Excavadora con cuchara de quijada bivalva.

Antes de realizar las labores para la extracción mineral, la draga se ubica espacialmente en el sector que va a ser explotado. La localización del sitio a explotar se realiza mediante un Sistema de Posicionamiento Global (GPS, por sus siglas en inglés), lo cual garantiza la precisión necesaria para la ubicación de boyas que delimitan los bloques de extracción.

Posteriormente se realiza el posicionamiento de la plataforma, la que es anclada al fondo mediante un sistema que le permite permanecer fija en un sector para la ejecución de la actividad planificada. La extracción se realiza tomando en consideración las corrientes marinas, así como los cambios de marea y la ubicación de la patana de carga, la cual es acoplada a la plataforma de extracción por un lateral de la misma (Menéndez 2001).

Los sedimentos extraídos se trasladan hacia la planta de beneficio ubicada en el puerto. El transporte de la patana de carga se realiza con remolcadores.

2. MATERIALES Y MÉTODOS

Para valorar los cambios geomorfológicos en el fondo de la bahía se generaron, compararon e interpretaron bases de datos batimétricos de

diferentes fechas. La línea base para la comparación asumida fue la información batimétrica contenida en el mapa topográfico de 1972; se identificaron las transformaciones mediante la comparación con dos bases de datos similares realizadas en los años 2001 y 2010. En todos los casos los valores de profundidad fueron corregidos por la tabla de marea y métodos de calibración.

La modelación de los datos se obtuvo mediante la utilización de un Sistema de Información Geográfico (SIG), lo que permitió representar gráficamente los cambios morfológicos de los fondos marinos. Con el uso del SIG se densificó la red de puntos y, a partir de ella, se obtuvo el mapa tridimensional de las isobatas. Para su mejor comprensión se modelaron, a través de los perfiles batimétricos I-I' y II-II', los que se cortan ortogonalmente, como se muestra en la Figura 4.

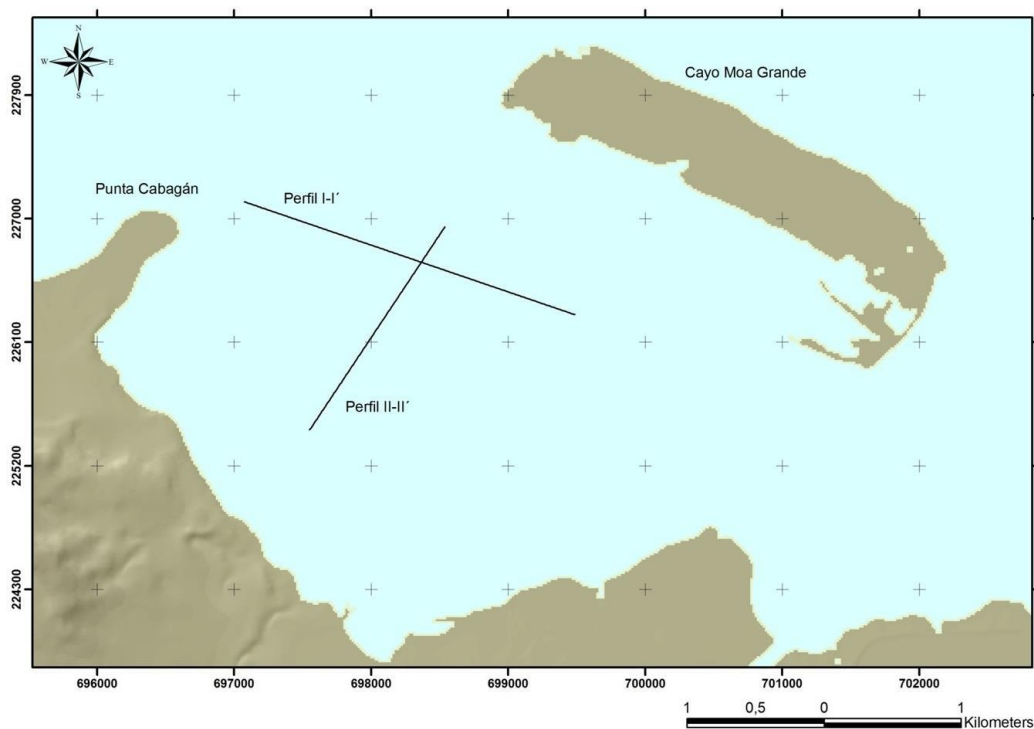


Figura 4. Ubicación de los perfiles batimétricos utilizados para valorar los cambios geomorfológicos en el fondo de la laguna.

El procesamiento de la información se realizó mediante el software ArcGIS 10.0., mientras que para la determinación de la orientación predominante de los flujos de sedimentos en el interior de la laguna y su posible nexa con las transformaciones en los fondos marinos y en la costa sur de cayo Moa Grande fue aplicado el método de *Ratio Matching*, el cual ha sido utilizado por Mizumura y otros investigadores (1995) en el estudio del movimiento de arenas. El método permite obtener, mediante la espectrometría de fluorescencia de rayos X (FRX), los valores en kiloconteos

por segundo (kcps) en la muestra, los cuales corresponden a las relaciones entre los elementos geoquímicos.

Al emplear la relación entre los valores de kcps obtenidos, si el número de correlación es alto o igual a uno, dos muestras de arena están constituidas por los mismos elementos geoquímicos y la fuente geológica de la arena es la misma (Mizumura *et al.* 1995).

Las direcciones del movimiento de la arena pueden ser estimadas por comparación de las magnitudes de kcps (Mizumura *et al.* 1995). Las direcciones coinciden con los gradientes de los valores de kcps de cada elemento.

En la investigación se estudiaron cinco elementos geoquímicos dentro de los sedimentos superficiales, estos fueron: Fe, Ca, K, Al y Si. Para su identificación se colectaron 12 muestras de sedimentos superficiales dentro del área (Figura 5) y fueron colocadas en bolsas plásticas con capacidad para dos kilogramos de cienos.

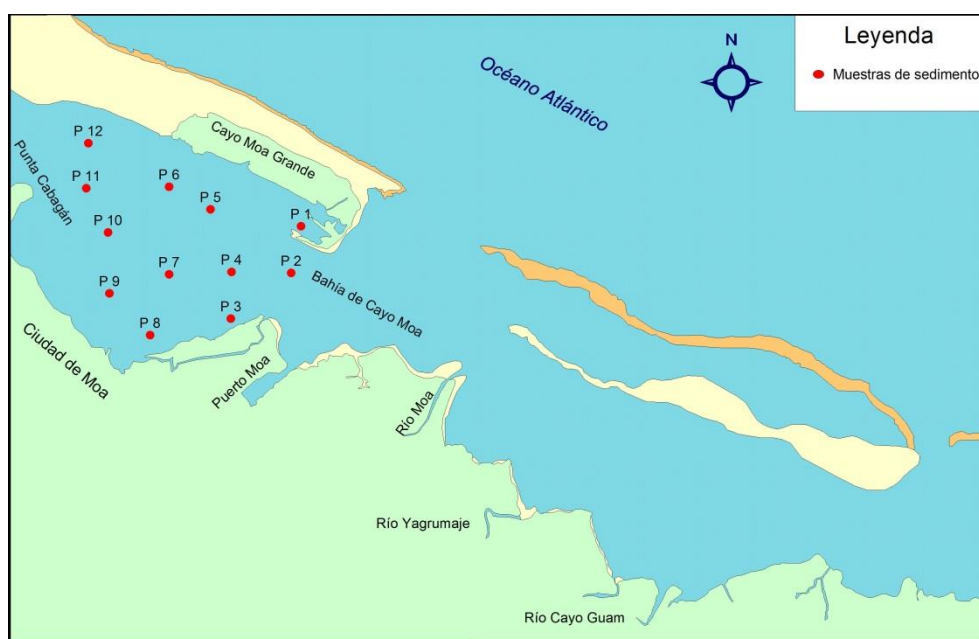


Figura 5. Puntos para el monitoreo de sedimentos.

Las muestras colectadas fueron secadas en una estufa durante 48 horas. El cieno seco fue reducido a un polvo fino ($63 \mu\text{m}$), posteriormente prensado para hacer briquetas cilíndricas de cinco centímetros de diámetro y tres milímetros de espesor. El análisis por FRX se efectuó en los laboratorios del Centro de Investigaciones del Níquel (CEDINIQ).

El procesamiento de la información se realizó mediante la aplicación de la herramienta informática *Arena_Move.*, creada por el departamento de Ingeniería Informática de la Universidad de Holguín, con el fin de estudiar el

movimiento de las arenas de la playa de cayo Moa Grande durante el monitoreo ambiental realizado por CESIGMA en el año 2001.

3. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

Los fondos marinos al sur del cayo muestran grandes transformaciones morfológicas debido al constante dragado de la laguna litoral y el canal artificial que da acceso al puerto. La empresa minera encargada del dragado de los cienos carbonatados extrae diariamente un aproximado de 1 200 t de sedimentos, lo que provoca grandes afectaciones al medio sedimentario marino.

Como resultado de la comparación entre datos batimétricos de los años 1972, 2001 y 2010, el modelo que representa los cambios en el fondo marino del perfil I-I' (SO-NE) muestra la dinámica de los sedimentos en el período estudiado (Figura 6).

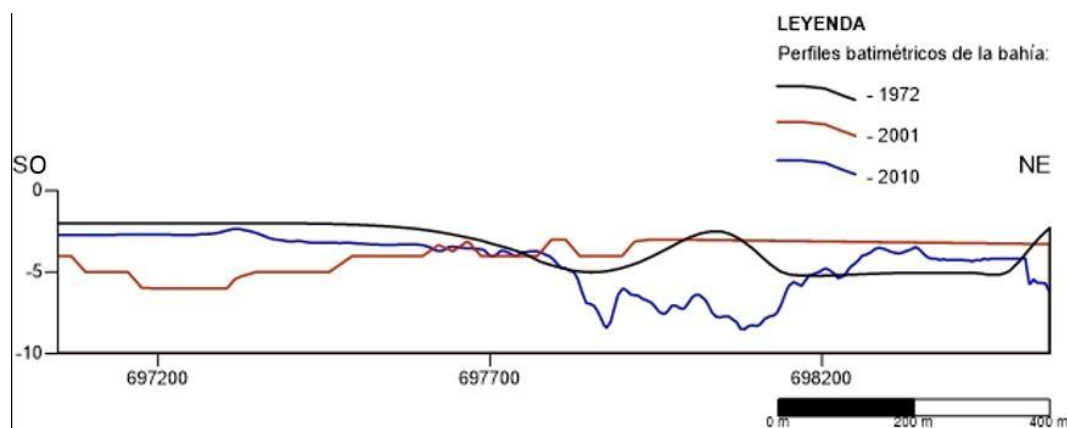


Figura 6. Modelo gráfico que muestra el perfil batimétrico I-I'.

En el año 1972 los fondos se caracterizan por ser relativamente llanos con gradiente uniforme, rasgo geomorfológico típico del medio ambiente lagunar.

En el 2001 ya se observan cambios considerables en toda la longitud del perfil, lo cual tiene justificación por el dragado de sedimentos en la porción SO y la acumulación o deposición de una capa de 2,3 m de sedimentos en el extremo NE del sector.

Los datos del año 2010 muestran que se hace notable la deposición de sedimentos desde la porción central del perfil hasta el extremo SO y de forma opuesta se manifiesta la porción central-nororiental, con pérdidas de hasta 5,3 m de sedimento y una irregularidad significativa en la morfología del fondo.

Los cambios que se aprecian en el período evaluado muestran una alta capacidad de respuesta del medio de sedimentación ante la actividad

extractiva, lo cual queda demostrado al observarse cómo se acumula sedimento en las oquedades ocasionadas por el dragado en el período 2001–2010.

El modelo que representa los cambios en el fondo marino del perfil II-II' (SE-NO) muestra similitud con la morfología del fondo marino en los años 1972 y 2010; sin embargo, en el 2001 ocurren considerables transformaciones en todo el perfil, motivadas por la pérdida de hasta seis metros de sedimentos en la porción central y la irregularidad significativa del fondo en todo el perfil (Figura 7).

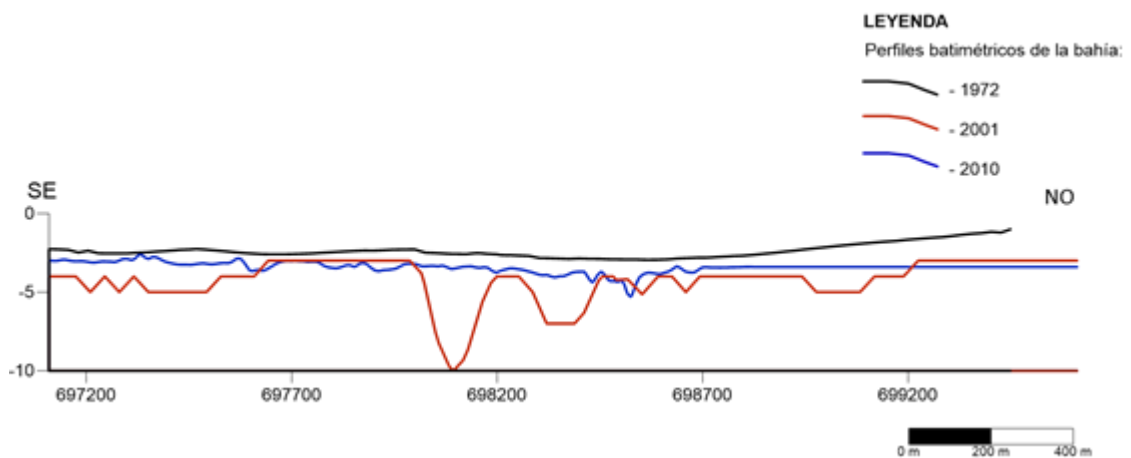


Figura 7. Modelo gráfico que muestra el perfil batimétrico II-II'.

La diferencia que expresa el modelo entre los años 1972 y el 2001 y la irregularidad en la morfología del fondo demuestra que el área estudiada fue dragada en una etapa próxima al 2001 y, a la vez, la capacidad del medio de sedimentación, capaz de rellenar en nueve años las depresiones existentes en el fondo.

3.1. Aplicación del método Ratio Matching

Mediante el análisis de fluorescencia rayos X se obtuvo el valor de kcps (Tabla 1) en las muestras de sedimentos.

Tabla 1. Resultados del análisis de FRX en sedimentos superficiales en la bahía de Cayo Moa

Código	Fe (kcps)	Ca (kcps)	K (kcps)	Al (kcps)	Si (kcps)
P1	5,1009	9,0985	0,1646	3,1304	3,6056
P2	10,4080	2,7910	0,1244	3,7229	1,3755
P3	22,0413	0,7313	0,1169	8,6906	2,8362
P4	9,3709	3,7430	0,1671	5,6983	2,0979

P5	9,5615	7,3463	0,1182	4,3664	2,8812
P6	3,5452	23,1135	0,1245	2,0678	3,8045
P7	8,3893	9,0285	0,1538	4,1877	3,9272
P8	15,0401	2,1803	0,1293	9,2857	2,8008
P10	11,5826	1,9225	0,1748	6,3378	3,6044
P11	10,8688	2,8675	0,1758	5,4669	3,8591
P12	11,3196	2,5870	0,1640	5,5115	3,3084
P13	1,2266	31,0698	0,1004	1,2721	1,8174

Con el fin de determinar la dirección del transporte de los sedimentos en el interior de la laguna se realizó un análisis de relación entre las muestras con la aplicación informática *Arena_Move*. Como resultado se obtuvo la matriz de correlación que se expone en la Tabla 2.

Tabla 2. Matriz de correlación entre las muestras

	P 1	P 2	P 3	P 4	P 5	P 6	P 7	P 8	P 9	P 10	P 11	P 12
P1	1											
P2	0,1	1										
P3	0,1	0,3	1									
P4	0,2	0,8	0,1	1								
P5	0,4	0,4	0,2	0,5	1							
P6	0,4	0	0,2	0,1	0,2	1						
P7	0,7	0,3	0,2	0,4	0,9	0,2	1					
P8	0,2	0,4	0,4	0,4	0,3	0,2	0,2	1				
P9	0,2	0,2	0,2	0,4	0,6	0,2	0,4	0,5	1			
P10	0,2	0,6	0,2	0,5	0,6	0,2	0,6	0,4	0,8	1		
P11	0,2	0,5	0,2	0,6	0,6	0,1	0,4	0,4	0,9	1	1	
P 12	0,2	0	0,1	0,1	0,1	0,3	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	1

Al analizar la tabla se percibe una correlación alta entre las estaciones P5 y P7, P9, P10, P11; es decir, una dirección predominante del noreste hacia el suroeste de la laguna. De igual forma, se muestra una estrecha relación entre las estaciones E-13, E-14 y E-15, así como entre E-4, E-7 y E-14.

Las relaciones entre las muestras evidencian que la dirección predominante de los sedimentos superficiales en la laguna es en sentido noreste-suroeste, lo que coincide con la dirección de las corrientes marinas, el oleaje

predominante en este sector costero y las zonas afectadas por el dragado (Figura 8).

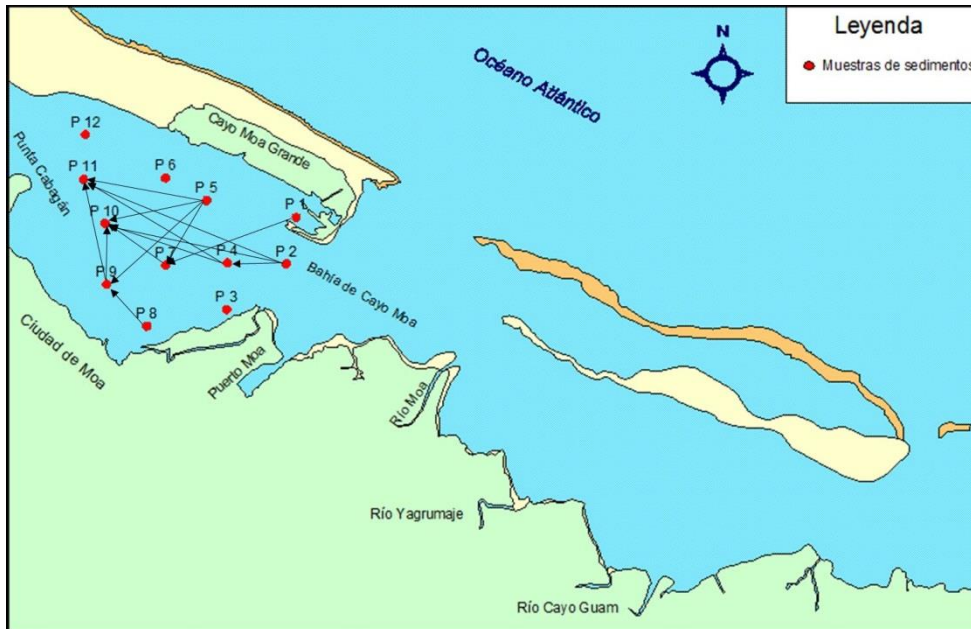


Figura 8. Dirección del movimiento en los sedimentos superficiales en la laguna.

También se valida el hecho de que los sedimentos superficiales migran desde la periferia de las áreas afectadas por el dragado hacia las depresiones que quedan en el fondo.

Otro fenómeno con el cual se relaciona el transporte de sedimentos es el acelerado proceso erosivo al este del cayo (Cervantes *et al.* 2009), el cual se puede interpretar según la relación entre P1 y P7, así como la de P2 con P4, P10 y P11.

Conjuntamente con las afectaciones geodinámicas y variaciones continuas de la topografía del fondo, el proceso de dragado genera impactos ecológicos, afectando a los organismos que habitan los fondos y el medio marino circundante. Entre las principales causas que perjudican a los seres vivos del entorno marino de la laguna se encuentran:

- El incremento de sólidos en suspensión y disueltos, producto de la remoción de los sedimentos del fondo y el lavado del equipo de extracción en su ascenso por la columna de agua, lo cual es proporcional al aumento de la turbidez en la zona de extracción y áreas aledañas durante las operaciones de dragado.
- Los cambios en la morfología del fondo marino, debido a la extracción de los cienos carbonatados.

- El aumento de la dinámica erosiva y sedimentaria por migración de los sedimentos desde las zonas periféricas hacia las áreas de extracción y otras zonas deprimidas del fondo marino.
- La desaparición de la estructura natural y la biodiversidad florística en las áreas afectadas directa e indirectamente por la extracción.

4. CONCLUSIONES

- Los modelos gráficos obtenidos expresan el carácter dinámico de los cambios en la morfología de los fondos de la laguna litoral, los cuales están asociados fundamentalmente con el constante dragado de este sector, que transforma el medio de sedimentación en su geometría, la carga sedimentaria disponible y en la energía que interviene en el proceso de sedimentación.
- Desde el punto de vista ecológico, la actividad de dragado en la bahía de Cayo Moa ha contribuido al deterioro de las formas de vida del entorno, impactando el medio marino a través del incremento de sólidos en suspensión y disueltos, cambios en la morfología del fondo, aumento de la dinámica erosiva y sedimentaria y la pérdida de la estructura natural y biodiversidad florística en las áreas afectadas por la extracción.

5. REFERENCIAS

- AZCUY, E.; PÉREZ, E.; CAMPOS, M.; GARCÍA, A.; OLIVERA, J.; FERNÁNDEZ, L. & AIRAS, C. 2001: Interpretación y correlación entre los datos aportados por los levantamientos geofísicos y de pozos para la caracterización morfoestructural de la plataforma marina al sur de cayo Moa Grande, Holguín. *Revista Internacional de Ciencias de la Tierra. Mapping Interactivo* 73: 80-90.
- CENTRO DE CIENCIAS ECOLÓGICAS. 1999: Guía de protección ambiental. Material auxiliar para la identificación y evaluación de impactos ambientales. Consulta: 31 ene 2007. Disponible en: <http://www.ces.iisc.ernet.in/energy/HC270799/HDL/ENV/envsp/Vol215.htm>
- CERVANTES, Y.; ALMAGUER, Y.; PIERRA, A.; OROZCO, G. & GURSKY, H. 2009: Variación de la dinámica erosiva y acumulativa en cayo Moa Grande, bahía de Cayo Moa, Cuba. Período 1972–2007. *Minería & Geología* 25(4): 1-16.
- CERVANTES, Y.; ALMAGUER, Y.; PIERRA, A.; OROZCO, G. & GURSKY, H. 2011: Metales traza en sedimentos de la bahía de Cayo Moa (Cuba): evaluación preliminar de la contaminación. *Minería & Geología* 27(4): 1-19.

- CUETO, F.; RONDÓN, E. & FUENTES, R. 2003: Efluente líquido (WL) de la tecnología de lixiviación ácida: alternativas de tratamiento. *Minería & Geología* 3(4): 1-6.
- INTERNATIONAL SEABED AUTHORITY. 2007: Tecnología para la exploración y explotación de los fondos marinos. Consulta: 29 oct 2007. Disponible en:
http://www.isa.org.jm/files/documents/ES/Brochures/IA10_SPA.PDF
- OFICINA NACIONAL DE ESTADÍSTICA E INFORMACIÓN. 2014: Anuario estadístico de Moa 2013. Versión 2014.
- MENÉNDEZ, M. 2001: *Explotación racional del yacimiento de Cienos Carbonatados en la bahía de Cayo Moa*. (Tesis de maestría) Instituto Superior Minero Metalúrgico. 68 p.
- MIZUMURA, K.; NISHIMOTO, T.; YAMAMOTO, T. & TSUTSUI, H. 1995: Prediction method of sand movement direction in water by geochemical elements. *Environmental Geology* 25(2): 100-108.
- MORALES, G. 1999: Recursos no renovables de los fondos marinos. Pontificia Universidad Católica de Valparaíso. Consulta: 24 mar 2007. Disponible en: <http://biblioteca.ucv.cl/poseidon/libros/libro3/i41.html>.

Yosbanis Cervantes-Guerra, ycervantes@ismm.edu.cu
Máster en Minería. Profesor Asistente
Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa, Cuba

Alina Rodríguez-Infante, rinfante@ismm.edu.cu
Doctora en Ciencias Geológicas. Profesora Titular.
Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa, Cuba.

Allan Pierra-Conde, apierre@mes.gob.cu
Doctor en Ciencias Químicas.
Profesor Titular. Ministerio de Educación Superior. La Habana, Cuba

Yuri Almaguer-Carmenates, yalmaguer97@gmail.com
Doctor en Ciencias Geológicas.
Universidad Autónoma de Coahuila, México.

Hans-Jürgen Gusrky, gursky@geologie.tu-clausthal.de
Doctor y Catedrático.
Universidad Técnica de Clausthal, Alemania.