

UNIVERSIDAD DE INGENIERÍA Y TECNOLOGÍA

UTEC

CARRERA DE INGENIERÍA MECÁNICA



**DISEÑO Y OPTIMIZACIÓN DEL MODELO
GEOMÉTRICO HARFACING PARA
ESTABILIZADORES DE PERFORACIÓN POR
MEDIO DE ANÁLISIS DEM-FEM**

TESIS

Para optar el título profesional de Ingeniero Mecánico

AUTOR

Juan Leonardo Molina Vilchez

Código 201510153

Asesor

Samuel Charca

Lima – Perú

Octubre 2020

Dedicatoria:

*La presente tesis se lo dedico a mis padres por brindarme
la educación, los valores y las ganas de nunca rendirme.*

Agradecimientos:

Agradezco a todas las personas que me apoyaron lo largo de este proceso, sobre todo a Angie quien nunca dejó de confiar en mí y me alentó siempre para conseguir el objetivo.

A mi asesor Samuel Charca por tener la paciencia de guiarme por este largo camino.

TABLA DE CONTENIDO

	Pág.
INTRODUCCIÓN	11
CAPÍTULO I MARCO TEÓRICO	18
1.1 Desgaste durante la perforación Raise Boring.....	18
1.2 Soldadura de blindaje.....	19
1.3 Modelos de optimización de la soldadura de blindaje	20
1.3.1 Optimización por composición	20
1.3.2 Optimización por técnica de soldadura	22
1.3.3 Optimización por distribución geométrica	25
1.4 Desgaste en la soldadura de blindaje	27
1.4.1 Modelamiento del desgaste abrasivo	29
1.5 Método de elementos discretos (DEM)	34
1.5.1 Algoritmo del método DEM.....	35
1.5.2 Breakage Models	37
1.6 Método de elementos finitos (FEM).....	40
1.6.1 Algoritmo del método de elementos finitos	40
CAPÍTULO II METODOLOGÍA	43
3.1 Caracterización de roca.....	43
3.2 Caracterización de estructura metálica	46
3.3 Definición de parámetros e ingreso de datos de simulación.....	46
3.4 Proceso de simulación del caso base:	47
3.5 Modificaciones geométricas a la soldadura de blindaje.	52
CAPÍTULO III RESULTADOS	53
4.1 Caracterización de la roca.....	53
4.2 Simulación del caso base	57
4.2.1 Potencia.....	57
4.2.2 Distribución de esfuerzo tangencial.....	58
4.2.3 Distribución del esfuerzo normal.....	59

4.2.4 Zonas críticas para el desgaste.....	60
4.3 Modificación de la geometría de la soldadura de blindaje	62
CONCLUSIONES	67
REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS	69

ÍNDICE DE TABLAS

	Pág.
Tabla 2.1 Composición de los electros de aleación para hardfacing	21
Tabla 2.2 Resultados test de desgaste.....	22
Tabla 2.3 Comparación cualitativa de los principales breakage models	39
Tabla 3.1 Propiedades mecánicas elementos a utilizar	46
Tabla 3.2 Parámetros de perforación	47
Tabla 3.3 Definición de parámetros del entorno de simulación Rocky-DEM	48
Tabla 4.1 Resultados obtenido de la caracterización de roca.	56
Tabla 4.2 Modificaciones geométricas de los cordones de soldadura	63
Tabla 4.3 Esfuerzo normal máximo para cada modelo geométrico.....	63
Tabla 4.4 Valores de esfuerzo normales en costilla crítica para cada caso.....	64

ÍNDICE DE FIGURAS

	Pág.
Figura 0.1 Soldadura de blindaje doble hélice	13
Figura 0.2 Capas de soldadura de blindaje	14
Figura 0.3 Deformaciones en uñas – Cargador frontal	14
Figura 0.4 Coupling DEM-FEM	15
Figura 0.5 Wear simulation with DEM – FEM	15
Figura 1.1 Método Raise Borer	18
Figura 1.2 Dureza de roca vs tasa de desgaste	19
Figura 1.3 Mapa de recubrimientos según %C y aleación (Cr, Mn, Mo, Ni, W, Ti, Al).....	20
Figura 1.4 Esquema de capas de soldadura em hardfacing – 5 mm de espesor por capa	21
Figura 1.5 Parámetros físicos en cordones de soldadura	23
Figura 1.6 Niveles de dilución	23
Figura 1.7 Geometrías de los cordones de soldadura para cada método	24
Figura 1.8 Relación de porcentaje de dilución y método de soldadura	25
Figura 1.9 Configuraciones geométricas de la soldadura de blindaje (a)Waffle, (b)Stringer , (c) Dot	26
Figura 1.10 Representación de fuerzas durante perforación.....	28
Figura 1.11 Distribución de fuerzas sobre tubería de perforación con hardfacing.	29
Figura 1.12 Ranura provocada por partícula abrasiva cónica ideal	30
Figura 1.13 Ranura en superficie reforzada con partículas (a) pequeñas, (b) baja dureza	32
Figura 1.14 Ranura superficie con partículas de reforzamiento con dureza mayor a la matriz	32
Figura 1.15 Sección transversal de la ranura – vista del plano central	33
Figura 1.16 Parámetros que influyen en la tasa de desgaste	34
Figura 1.17 Contactos entre partículas.	35
Figura 1.18 Representación gráfica de las fuerzas normales y tangenciales	36
Figura 1.19 Modelado del sólido a partir de los principales breakage models	38
Figura 1.20 Fragmentación de una partícula (roca) para cada breakage model	38
Figura 2.1 Metodología de desarrollo	43
Figura 2.2 Esquema básico del modelo de contacto.....	44
Figura 2.3 Esquema Input – Output del test de compresión uniaxial.	45
Figura 2.4 Dimensiones estándar para tuberías de perforación	46
Figura 2.5 Diagrama de simulación en el Workbench	47
Figura 2.6 Importación de la geometría.....	49
Figura 2.7 Geometría del estabilizador.....	49
Figura 2.8 Modelo de broca simplificada	50
Figura 2.9 Definición de los Motion frames – Drill process	50
Figura 2.10 Malla base generada para el estabilizador	51
Figura 2.11 Modelos geométricos para la soldadura de blindaje.	52
Figura 3.1 Probeta de roca (a), Módulo de la prueba de compresión triaxial (b)	53
Figura 3.2 Ejemplo de gráfica compresión triaxial	54
Figura 3.3 Propiedades mecánicas obtenidas	55
Figura 3.4 Propiedades micromecánicas obtenidas	56
Figura 3.5 Entorno simulación Rocky DEM	57
Figura 3.6 Potencia obtenida de la simulación – Caso base	58
Figura 3.7 Distribución de esfuerzo tangencial – Caso base	58

Figura 3.8 Desgaste en tubería de perforación	59
Figura 3.9 Distribución del esfuerzo normal – Caso base	60
Figura 3.10 Costillas del estabilizador	60
Figura 3.11 Esfuerzo normal máximo en cada costilla.....	61
Figura 3.12 Distribución de esfuerzo sobre la costilla D.....	61
Figura 3.13 Distribución de esfuerzo normal para cada caso	65
Figura 3.14 Comparación del caso base con el caso IV	65
Figura 3.15 Potencia durante la simulación del caso IV	66

RESUMEN

El presente trabajo de investigación se centró en el diseño y selección de una geometría óptima para la soldadura de blindaje sobre los estabilizadores utilizados en perforación en la industria minera y de construcción durante la perforación de túneles. Para ello se realizó un análisis por elementos discretos (Rocky-DEM) acoplado al análisis de elementos finitos considerando condiciones fijas como velocidad de rotación, fuerza de empuje, torque de perforación y características físico mecánicas de las rocas a perforar por el método Raise borer. Para ello, se usó como material a perforar la roca intrusiva Diorita por su mayor presencia en la zona seleccionada, cuyas propiedades mecánicas se determinaron usando ensayo de compresión triaxial y ensayo de compresión confinada. Los resultados determinados son muy cercanos a los observados en la literatura (módulo de Young: 13.57 GPa, Coeficiente de Poisson: 0.305 y una resistencia a la compresión 60.98 MPa). Por otro lado, la simulación por elementos discretos se realizó por medio de Rocky-DEM y se consideró como variable principal la orientación y ángulos de inclinación del cordón de soldadura. El método por elementos discretos brindó las coordenadas locales, orientación y la magnitud de las fuerzas generadas al impacto entre la roca y la superficie de la soldadura de blindaje. Posteriormente, por medio del método de elementos finitos se analizó los esfuerzos resultantes sobre el estabilizador. Con el análisis realizado se logró seleccionar la geometría con forma cascada por su distribución de esfuerzo homogéneo sobre los cordones de soldadura, lo que refleja un desgaste uniforme sobre la superficie y la anulación de zonas críticas en dónde ocurriría desgaste prematuro.

Palabras clave:

Raise Bore, Soldadura de blindaje, Simulación DEM-FEM, Desgaste

ABSTRACT

DESIGN AND OPTIMIZATION OF THE HARFACING GEOMETRIC MODEL FOR DRILLING STABILIZERS BY DEM-FEM ANALYSIS

This research was focused on the design and selection of the optimal geometry for armor welding on stabilizers used in tunnel drilling in the mining and construction industry. For this, a discrete element analysis (Rocky-DEM) was carried out coupled with the analysis of finite elements considering fixed conditions such as rotation speed, thrust force, drilling torque and mechanical/physical characteristics of the rock to be drilled by the Raise borer method. For the analysis, the intrusive rock Diorite was used as the material to be drilled due to its greater presence in the selected area. The mechanical properties of that rock were determined by triaxial compression test and the unconfined compression test. Results shows a Young's modulus of 13.57 GPa, Poisson's coefficient 0.305 and Compressive resistance 60.98 MPa, which are quite similar to the reported in the literature. On the other hand, analysis by discrete elements was carried using a commercial software Rocky-DEM, where the angle of the weld bead was only variable to be analyzed. The discrete element method provided the local coordinates, orientation and the magnitude of the forces generated to the impact between the rock and the surface of the armor weld. Finally, with the resulting forces, stresses on the stabilizer were analyzed by the finite element method, results show that the cascading geometry shape reveals a homogeneous stress distribution on the weld seams, which reflects a uniform wear on the surface and avoid critical areas where premature wear would occur.

Key words:

Raise Bore, Hardfacing, DEM-FEM Simulation, Wear

INTRODUCCIÓN

En la minería, sector que aporta el 13.2% al PBI del Perú [1], la perforación de chimeneas y piques son actividades indispensables para la actividad productiva. Por medio de estas construcciones se pueden transportar personas, materiales, minerales y, lo más importante, se realiza la ventilación en las minas subterráneas.

Una de las principales metodologías de excavación existentes para chimeneas y piques es el raise borer, ya que brinda una velocidad de avance superior a las demás [2]. El raise borer se realiza tanto en superficie, como de manera subterránea. El procedimiento se divide en 2 pasos: Primero, se perfora un agujero piloto de aproximadamente 12” de diámetro, que conecta dos niveles de mina; luego, se ensambla una cabeza escariadora con la cual se realiza una perforación ascendente ampliando el agujero hasta uno de 8 m de diámetro.

Si bien el raise bore es un método práctico e intuitivo, aún presenta retos de ingeniería importantes. Uno de ellos es el problema del desgaste por abrasión en sus tuberías de perforación. Actualmente para combatir este fenómeno físico se refuerza la superficie con un material de mayor dureza, usualmente carburo de tungsteno, en forma de insertos o por medio de la soldadura de blindaje [3], [4].

La soldadura de blindaje es la aplicación de un revestimiento por medio de cordones de soldadura que contiene una matriz de acero con diferentes tipos de partículas como el carburo de tungsteno, el cual brinda protección ante el desgaste. Sin embargo, el desgaste que sufren estas superficies no es uniforme, lo que provoca en muchas ocasiones un desgaste prematuro y, en consecuencia, mantenimientos no programados.

Visto ello, la presente investigación analizó los esfuerzos sometidos en los estabilizadores durante el proceso de perforación piloto, a fin de homogenizar su distribución y eliminar de esta manera zonas críticas que promueven un desgaste acelerado y no uniforme. La importancia de esta tesis radica en la optimización de la vida útil de dichos componentes, así como también en elevar condiciones de seguridad dentro de las operaciones mineras.

Para el análisis se utilizaron herramientas computacionales como el software ROCKY-DEM, el cual utiliza el método de elementos discretos para obtener los puntos de contacto y las fuerzas aplicadas en la interface roca – estructura, para posteriormente analizar esfuerzos y deformaciones con el uso de la simulación por elementos finitos por medio del software ANSYS [5]. Con los resultados del análisis se estableció la mejor disposición de la soldadura de blindaje para obtener un desgaste uniforme en la tubería.

Alcance

El presente trabajo se enfoca en el diseño y optimización de la soldadura de blindaje por medio de su distribución geométrica. La orientación de los cordones de soldadura influye en el comportamiento de la misma frente a la abrasión, además de generar distintas zonas de concentraciones de carga y, en consecuencia, distintas distribuciones de esfuerzos. La literatura sugiere que, a una distribución de esfuerzos homogéneo, el desgaste que presenta la estructura será uniforme a lo largo de su superficie. Sin embargo, la investigación no considera como variable el material de revestimiento, ya que se ha demostrado que para trabajos de perforación en minería el material idóneo es el carburo de tungsteno [6]. Asimismo, los parámetros físicos del cordón como altura, ancho y penetración, serán constantes de acuerdo al método de soldadura Plasma Transfer Arc Welding (PTAW).

Por otro lado, el raise borer presenta 2 tipos de tuberías a las que se le aplican la soldadura de blindaje: Estabilizadores y stem. El presente trabajo considera como objeto de estudio solo a los estabilizadores. Cabe mencionar que la metodología de análisis se puede expandir a componentes sujetos al contacto roca-estructura en procesos de perforación.

Por último, el estudio contempla la evaluación de las distribuciones de la soldadura de blindaje por medio de análisis dinámico estructural en dos etapas, primero por el método de elementos discretos y posteriormente por elementos finitos. Los resultados de la simulación fueron validados por medio de un contraste con el desgaste obtenido en los estabilizadores con la soldadura de blindaje en forma de doble hélice,

para luego evaluar computacionalmente distintas geometrías a fin de obtener la más óptima para las condiciones dadas.

Antecedentes

Actualmente una de las principales empresas que brinda el servicio de raise borer en Latinoamérica es Tumi Raise Boring. Dicha empresa cuenta con veinte años en el rubro y aplican la soldadura de blindaje para los estabilizadores que se utilizan en el servicio de perforación. La configuración geométrica de la soldadura de blindaje utilizadas por la empresa es de doble hélice con líneas verticales a los lados como se muestra en la **Figura 0.1** Este formato lo establecieron desde el 2013 y se ha trabajado con ello desde entonces.



Figura 0.1 Soldadura de blindaje doble hélice

Fuente: Monsalvaje, H. et al. Efecto del amperaje en propiedades de recubrimientos duros resistentes a la abrasión aplicados por soldadura [7]

Al día de hoy se han realizado estudios sobre la composición química de la soldadura de blindaje los cuales analizan el comportamiento de la misma dependiendo de la concentración de, por ejemplo, partículas de Ferro-Vanadio (FeV) [8], como se muestra en la **Figura 0.2**. De esta manera se encuentran curvas en donde se relacionan la resistencia a la abrasión vs la concentración de FeV.

Por otra parte, estudios sobre la distribución esfuerzos y deformaciones para analizar el desgaste fueron realizados en cargadores frontales, específicamente en los dientes de los baldes que se encuentran sujeto constantemente a desgaste. En este caso se

obtiene como resultado zonas críticas, al contrastar la distribución de esfuerzos y deformaciones en dos estados (componentes nuevos vs componentes desgastados).

Sin embargo, una de las limitantes del análisis que se realizó en los estudios anteriores es la orientación de las fuerzas aplicadas en los componentes a probar. Para una correcta simulación, las condiciones deben representar significativamente el fenómeno físico que ocurre realmente, ello implica que las orientaciones de las fuerzas a aplicar se acerquen a lo que realmente sucede; sin embargo, ello es elevadamente complicado, pues la geometría y número de rocas impiden un cálculo analítico para los ángulos y direcciones de los choques entre las uñas del cargador frontal y la roca **Figura 0.3**.

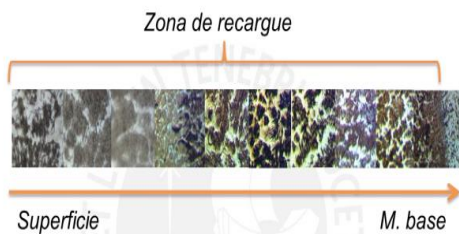


Figura 0.2 Capas de soldadura de blindaje
Fuente: Noriega, A. et al. Resistencia al desgaste abrasivo de recargues duros fabricados con electrodos con 5% de FeTi y contenido variable de FeV [8]

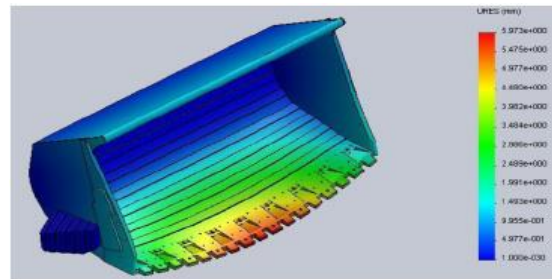


Figura 0.3 Deformaciones en uñas – Cargador frontal
Fuente: Análisis de desgaste en componentes de cargadores frontales, mediante modelos basados en elementos finitos [6]

Asimismo, estudios más analíticos como “*FEM analysis of erosive wear*” de Shimizu, o “*Prediction of casing wear in extended-reach drilling*” de Deli, coinciden en que el análisis de desgaste requiere modelos específicos para cada condición, por lo que un modelo no necesariamente representará diferentes casos de aplicación [9], [10] debido a que la complejidad de los materiales en contacto, lubricación utilizada y composición química del ambiente en el cual se desarrolla el fenómeno de desgaste, limita un modelo de estimación. A pesar de ello, estudios con el objetivo de unificar un modelo que represente al desgaste están siendo desarrollados en distintas universidades del mundo, por lo que se espera un gran avance científico en esta rama en poco tiempo [6] [11] [12].

Por otra parte, en cuanto al análisis con elementos discretos, se tiene el estudio “*Predicting drill wear using the Discrete Element Method*” de Sousani, el cual menciona una metodología de análisis DEM con el software EDEM. Sin embargo, no se muestran

las condiciones de análisis, como la caracterización de roca, material de la broca, entre otras. No obstante, valida el acople DEM-FEM para trasladar los contactos (fuerzas) de los elementos discontinuos (roca) frente a la estructura **Figura 0.4**. Ello nos da información sobre el comportamiento del acople de software EDEM con ANSYS para un estudio que requiere unificar los modelos de elementos discretos y finitos [11].

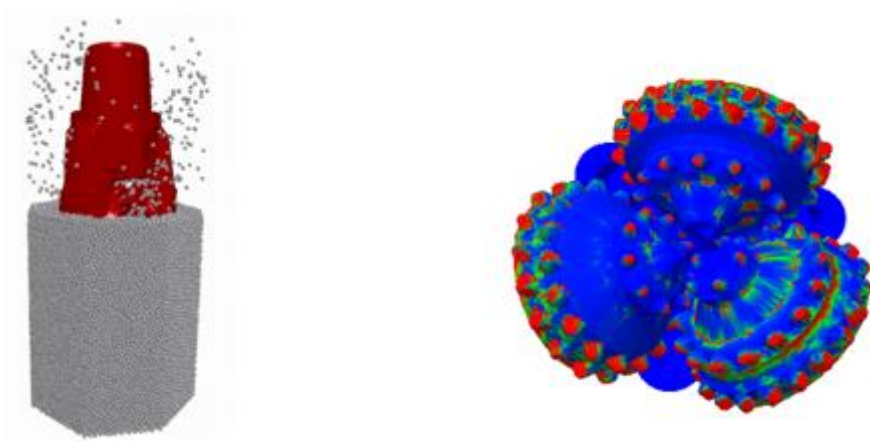


Figura 0.4 Coupling DEM-FEM

Fuente: Sousani, M. Predicting Drill Wear using the Discrete Element Method [11]

De la misma manera, la investigación de Oñate titulada “*Avances en el desarrollo de los métodos de elementos discretos y elementos finitos para el análisis de problemas de fractura*”, brinda un consolidado de los modelos de desgaste, modelos de acople del método DEM – FEM, establece ecuaciones constitutivas para una estimación de desgaste, además de una explicación técnica matemática en donde explica cómo el método de elementos discretos permite reproducir el desgaste discretizando el sólido en pequeñas esferas (partículas) y eliminando las que son afectados por fuerzas mayores a las permisibles [12], en la **Figura 0.5** se visualiza la simulación acoplada entre los dos métodos numéricos.

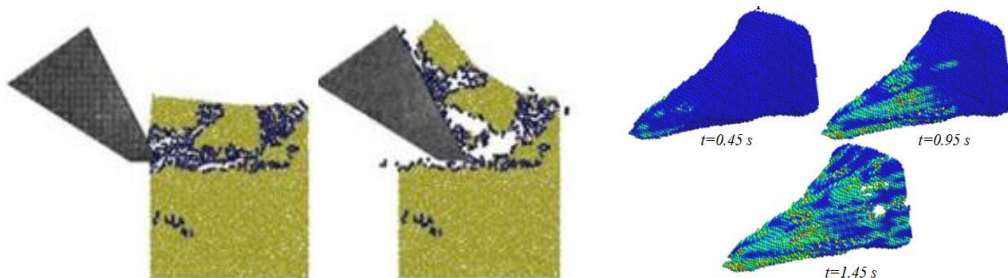


Figura 0.5 Wear simulation with DEM – FEM

Fuente: Avances en el desarrollo de los métodos de elementos discretos y elementos finitos para el análisis de problemas de fractura [12]

A diferencia de las investigaciones presentadas, la presente tesis utilizará el acople entre el método de elementos discretos (DEM) y el método de elementos finitos (FEM) a fin de optimizar la soldadura de blindaje en los estabilizadores de perforación. De esta manera se resuelve la limitación del ángulo y orientación del choque entre la roca y la estructura metálica, ya que por medio del DEM se analiza las rocas como partículas y de manera computacional se resuelven sus ecuaciones de movimiento y energía que, posteriormente, servirán como input dentro del análisis por medio de FEM.

Este trabajo servirá para determinar las zonas críticas al desgaste y así modificar la geometría de la soldadura de blindaje a una que homogenice el desgaste sobre el estabilizador. Asimismo, establecerá un punto de partida para el análisis y determinación de los ciclos de vida de los componentes sometidos a abrasión.

Justificación y motivación

Según los indicadores de la empresa Tumi Raise Boring, cerca al 45% de los costos operativos se dan en el mantenimiento de tuberías de perforación, cortadores y cabezas rimadoras. Ello, debido al alto grado de desgaste que estos componentes sufren en su ciclo de vida. Dado su costo, un objetivo de la operación es aprovechar al máximo dichos componentes; sin embargo, las condiciones de trabajo a las que están sometidos como la abrasión, obligan a realizar mantenimientos no programados, por lo que el rendimiento de las tuberías (medido en metros perforados por intervención de mantenimiento), se reduce aproximadamente al 60 – 70% [13].

Durante su operación, la fricción con la roca provoca un desgaste que puede ocasionar una fractura. Por ello, cuando el desgaste en diámetro supera los $\frac{3}{4}$ ", se procede a realizar su respectivo mantenimiento. No obstante, el desgaste se da de manera irregular en el componente, lo que provoca que, a pesar de contar con zonas de diámetros admisibles, se deba realizar el mantenimiento por la presencia de zonas críticas. En consecuencia, la frecuencia de mantenimiento no es regular y los costos de los mismos se elevan entre 20 al 30%¹.

¹ Valor obtenido por medio de cálculo de costos en base a las OT de la empresa

Asimismo, las consecuencias de una fractura de tubería durante la perforación podrían reflejarse en pérdidas humanas y significativas pérdidas económicas como también en una caída en cuanto a la imagen de la empresa. Por ello el monitoreo de las tuberías de perforación se vuelve una actividad crítica, así como también el establecer el periodo de vida de estos componentes.

En ese sentido, el presente trabajo se realizó con la motivación de aportar conocimiento relevante al área de ingeniería Mecánica, para homogenizar el desgaste en los estabilizadores de perforación, eliminar zonas críticas y optimizar la soldadura de blindaje por medio de herramientas computacionales. Dichos conocimientos aportan en ámbitos de costos, planeamiento y seguridad.

Objetivo general

Optimizar de la geometría en la soldadura de blindaje para estabilizadores de perforación por medio de simulación DEM-FEM

Objetivos específicos

- Determinar las propiedades mecánicas de la geología de la zona de perforación.
- Determinar el efecto de las interacciones roca - estructura en programa DEM – FEM.
- Analizar el comportamiento de la distribución de esfuerzos según la distribución geométrica de la soldadura de blindaje.
- Establecer la configuración geométrica más adecuada de acuerdo a las condiciones establecidas.

CAPÍTULO I

MARCO TEÓRICO

1.1 Desgaste durante la perforación Raise Boring

El raise boring es un método de excavación mecánica de manera ascendente. Consta de dos etapas principales: Una perforación piloto de 12” de diámetro y posteriormente la etapa de rimado, la cual consiste en una perforación ascendente por medio de una cabeza rimadora con la que se aumenta el diámetro de perforación hasta unos 12 pies [13], como se muestra en la **Figura 1.1**.

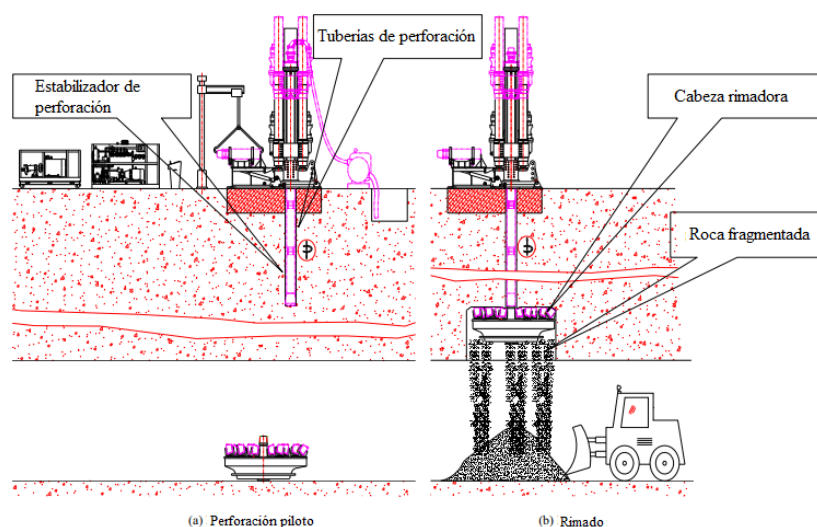


Figura 1.1 Método Raise Borer

Fuente: Zhiqiang, L. Key technologies of drilling process with raise boring method [14]

En las dos etapas de perforación se utilizan tuberías de acero, las cuales se conectan mediante rosca (pin-box) y brindan la longitud necesaria para conectar los niveles de mina deseados. Las tres tuberías iniciales son los estabilizadores, que son tuberías especiales que tienen el objetivo de evitar desviaciones durante la perforación. Los estabilizadores están sometidos a un alto grado de desgaste, ya que son las primeras tuberías en tener contacto con la roca [15].

De acuerdo al trabajo de Larsen-Basser, los métodos de perforación rotativos son los que sufren mayor desgaste en la operación, dado el contacto directo y constante entre las superficies, en comparación con la perforación por percusión o mixta. [16], las curvas de tasa de desgaste obtenidas por Larsen se muestran en la **Figura 1.2**. Por ello, la aplicación de la soldadura de blindaje (hardfacing) en las superficies de estas tuberías es importante para optimizar el rendimiento de estos componentes y asegurar la integridad de la operación minera, dado que un desgaste severo causa fractura por fatiga, lo que trae como consecuencia el desprendimiento de toda la columna de perforación.

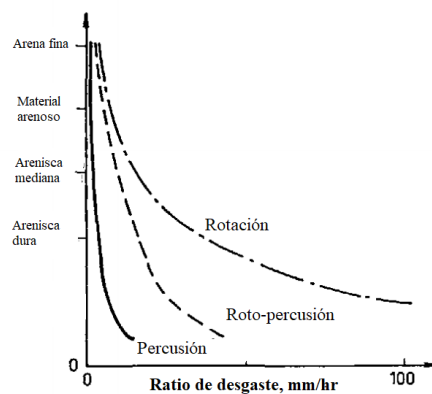


Figura 1.2 Dureza de roca vs tasa de desgaste

Fuente: Larsen-Basse. Wear of hard-metals in rock drilling: a survey of the literature [16]

1.2 Soldadura de blindaje

La soldadura de blindaje o también conocida como hardfacing, es la aplicación de material resistente al desgaste en superficies por medio de procesos de soldadura o aspersion térmica [17]. La distinción entre los dos principales métodos de aplicación es el espesor de material aplicado, para aspersion térmica varía entre 10 μm a 1 mm; mientras que para los procesos de soldadura son mayor a 1 mm. Al finalizar el proceso de soldadura se tendrá grandes cantidades de partículas de material duro como carburos dentro de un matriz de acero [18].

Dependiendo el tipo de desgaste al cuál será sometido el componente, se aplicará composiciones diferentes en porcentaje de carbono, así como en el contenido de aleación. Kotechi y Ogborn [19] establecieron un mapa de recubrimientos según las características del

desgaste, en el cual se aprecia consideraciones estándar para la composición del hardfacing a aplicar.

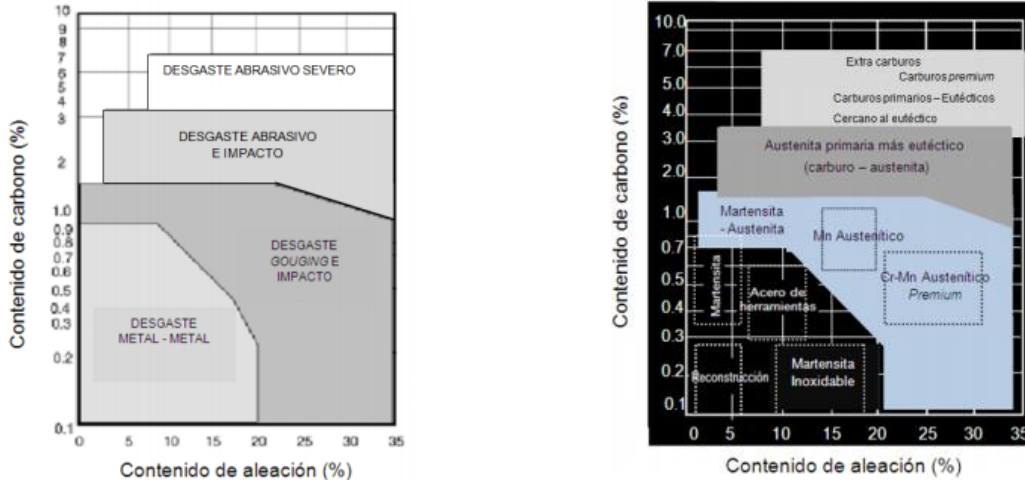


Figura 1.3 Mapa de recubrimientos según %C y aleación (Cr, Mn, Mo, Ni, W, Ti, Al)
 Fuente: Kayaba, et al. Abrasive wear in stick-slip motion [20]

Como se puede observar en la **Figura 1.3**, el porcentaje de carbón irá aumentando a medida que la agresividad del desgaste se incremente; así para un desgaste abrasivo severo se utiliza entre 3 y 7% de carbono con aleaciones con carburos primarios o premium. El recubrimiento más utilizado para la industria minera es el carburo de tungsteno, al comprobarse que este posee una mejor resistencia a la abrasión frente a otros 10 grupos de recubrimientos como aceros austeníticos y fundiciones mediante la técnica de aplicación GTAW [21].

1.3 Modelos de optimización de la soldadura de blindaje

El uso de la soldadura de blindaje dependerá estrictamente a las condiciones a las que será sometida. Los modelos de optimización de la soldadura de blindaje se dividen en tres grupos, los mismos que se explican a continuación.

1.3.1 Optimización por composición

Uno de los parámetros más importantes en el harfacing son los materiales a utilizar como matriz y aleación anti desgaste. Las aleaciones usualmente están compuestas de

carburos de: Ti, V, Cr, Mn, Ze, Nb, Mo, Hf, Ta y W. Por ello, la resistencia a la abrasión variará de acuerdo al electrodo utilizado, además de la cantidad de capas empleadas para el reforzamiento [22].

Los tres electrodos de aleación de hardfacing más comerciales son los electrodos de partículas de tungsteno, partículas de cromo y partículas de carburos complejos (M_tC_n). Un estudio comparativo del rendimiento de estos electrodos frente al desgaste fue realizado por MF. Buchely [22] en donde se evaluaron las microestructuras de las aleaciones antes mencionadas.

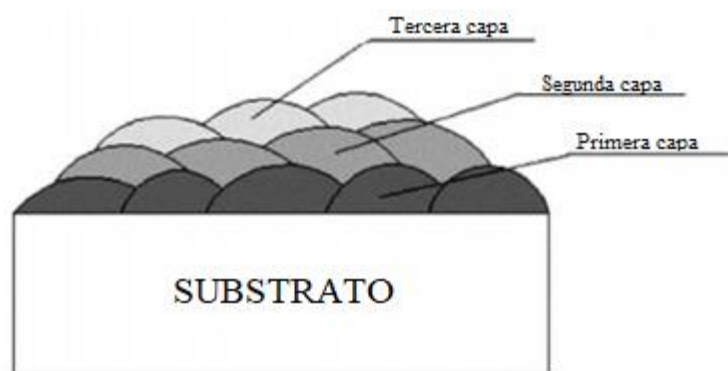


Figura 1.4 Esquema de capas de soldadura em hardfacing – 5 mm de espesor por capa
Fuente: Buchely, M. The effect of microstructure on abrasive wear of hardfacing alloys [22]

En dicho estudio, el hardfacing se deposita en un material base que usualmente es acero ASTM-A36 y se generan hasta tres capas de revestimiento como se observa en la **Figura 1.4**. Sin embargo, en el caso de los electrodos de partículas de tungsteno, solo se genera una capa con el fin de evitar las fisuras debido a las excesivas tensiones internas. Por otra parte, las composiciones de los electrodos se muestran en la siguiente tabla.

	Composición química nominal (%)								
	C	Cr	W	Mn	Nb	Mb	Si	V	Fe
Partículas de cromo	4.3	35	-	1.1	-	-	-	-	Balance
Partículas de tungsteno	4.5	-	26	2.1	-	-	-	-	Balance
Carburos complejos	4.2	23	3.5	-	5.4	4.1	1.5	0.8	Balance

Tabla 1.1 Composición de los electros de aleación para hardfacing
Fuente: Balasubramain, V. et al. Selection of welding process for hardfacing on carbon steels based on quantitative and qualitative factors [22]

La evaluación de los electrodos se realizó por medio de una prueba de desgaste normada por la ASTM G65. Asimismo, MF. Buchely calculó la dureza de los cordones de soldadura realizados y concluyó que la mayor resistencia a la abrasión entre los tres electrodos analizados la posee el electrodo con partículas de carburos complejos, como se aprecia en la **Tabla 1.2**.

Resultados generales en el test de abrasión						
Hardfacing	Partículas			Carburos complejos 1° capa	Carburos complejos 2° capa	Carburos complejos 3° capa
	Partículas de cromo 1° capa	Partículas de cromo 2° capa	Partículas de tungsteno 1° capa			
Pérdida de masa (mg)	2392.38	151.9	177.9	385.4	278.5	147.1
Pérdida de volumen (mm^3)	37.5	19.5	22.8	49.4	35.7	18.8
Resistencia al desgaste por abrasión ($mg^{-3}m^{-1}$) ⁻¹	14.7	28.4	24.2	11.2	15.5	32.3

Tabla 1.2 Resultados test de desgaste

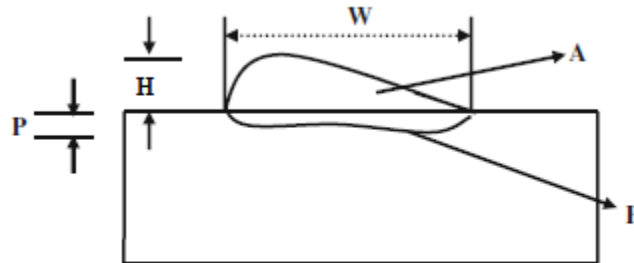
Fuente: Balasubramain, V. et al. Selection of welding process for hardfacing on carbon steels based on quantitative and qualitative factors [22]

Sin embargo, este análisis solo toma en cuenta las propiedades químicas y mecánicas de las tres muestras frente a un elemento de desgaste rotativo, con velocidad y puntos de contacto constante. En el caso de los estabilizadores, la rotación es constante más no lo puntos de contacto entre la roca y la tubería. Los contactos brindan la dirección de las fuerzas y, en consecuencia, condicionan el grado de desgaste que el componente podría sufrir.

1.3.2 Optimización por técnica de soldadura

Ya que el hardfacing se realiza por medio de soldadura, un parámetro importante para evaluar el performance del mismo es la técnica de soldadura seleccionada. Los métodos de soldaduras se pueden evaluar por medio de factores cuantitativos (dilución), como también por factores cualitativos (jerarquía analítica) [23].

Las distintas técnicas cuentan con seis parámetros primarios, los cuales son la penetración, ancho, reforzamiento, área de penetración y el área de reforzamiento. Estas se muestran en la **Figura 1.5**.



Where

P = Profundidad H = Altura A = Área superficial
W = Anchura B = Área penetrada

Figura 1.5 Parámetros físicos en cordones de soldadura

Fuente: Balasubramanian, et al. Selection of welding process for hardfacing on carbon steels based on quantitative and qualitative factors [23].

La dilución es definida como el porcentaje del material base en la composición química del cordón de soldadura [24], gráficamente es representado en la **Figura 1.6**. Un elevado valor de dilución provoca que las propiedades mecánicas, como la dureza, se vean afectados por la presencia excesiva del material base. Por ello, un cordón de soldadura de blindaje presentará un mejor rendimiento a un menor porcentaje de dilución, ya que caso contrario se disminuye la resistencia a la abrasión deseada.

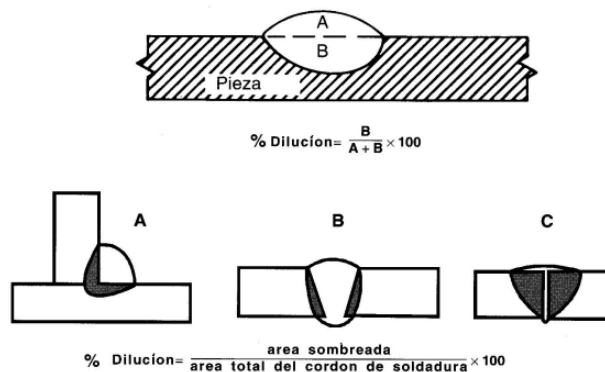


Figura 1.6 Niveles de dilución

Fuente: TECSUP. Metalurgia de la soldadura [24]

La soldadura de blindaje se realiza principalmente por medio de cinco procesos de soldadura: PTAW, GTAW, SMAW, GMAW y SAW. Gráficamente se puede evidenciar las diferencias en los parámetros físicos presentados anteriormente en la **Figura 1.7**.

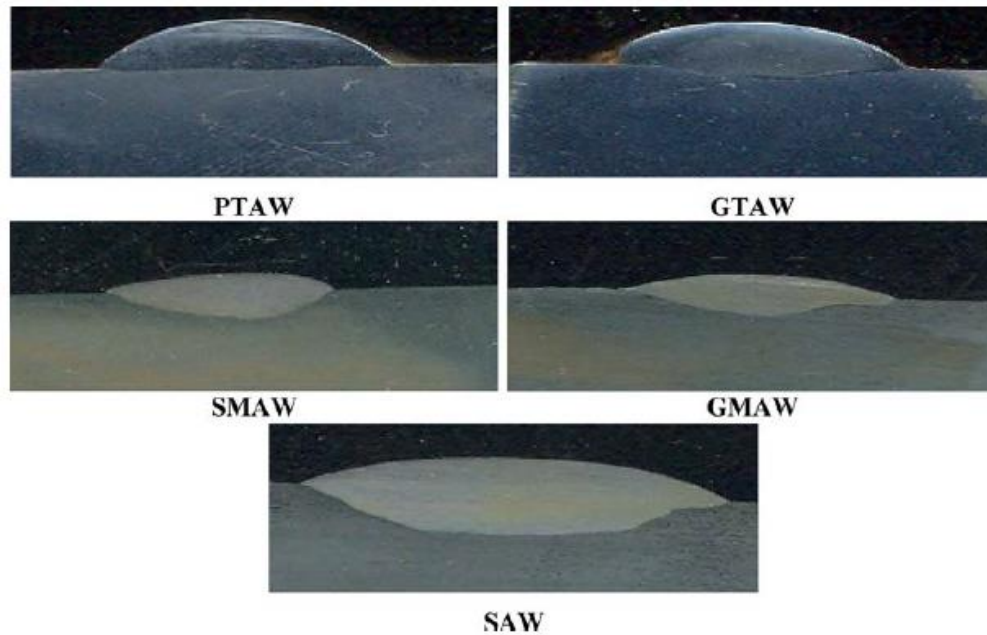


Figura 1.7 Geometrías de los cordones de soldadura para cada método

Fuente: Prassama, R. Friction and wear behaviour of cenosphere dispersed aluminium matrix composite fabricated by powder metallurgy route [25]

La comparativa cuantitativa de las técnicas de soldadura fue realizada por Balasubramanian en su estudio *Selection of welding process for hardfacing on carbon steels based on quantitative and qualitative factors*. A través de un estudio comparativo concluye que la soldadura de blindaje con mayor rendimiento es la realizada por medio PTAW, con un porcentaje de dilución entre 3–6% [7], la gráfica comparativa de dilución frente al método de soldadura se aprecia en la **Figura 1.8**.

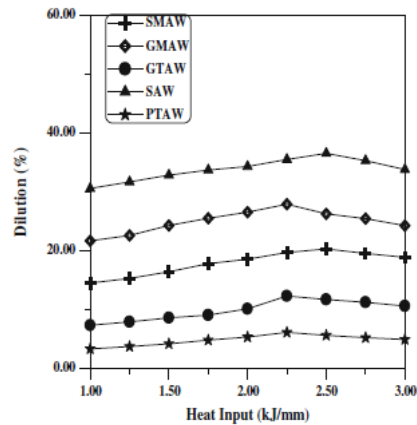


Figura 1.8 Relación de porcentaje de dilución y método de soldadura

Fuente: Monsalvaje, H, et al. Efecto del amperaje en las propiedades de recubrimientos duros resistentes a la abrasión aplicados por soldadura [7]

1.3.3 Optimización por distribución geométrica

Dado que la soldadura de blindaje trabaja en contacto directo con elementos abrasivos, la orientación y disposición geométrica que el cordón de soldadura tenga brindará un comportamiento frente al desgaste [4]. Dentro de los patrones geométricos más utilizados se encuentran el waffle patterns, stringer patterns y el dot patterns. La elección de estas geometrías o alguna variación de las mismas dependerá en el tipo de desgaste, ubicación del desgaste y el material de contacto [25].

De acuerdo a la investigación realizada por Kayaba, Kato y Nagasawa [20], el volumen de penetración en desgaste abrasivo se encuentra en función del ángulo de ataque y el esfuerzo cortante presente en la interfaz de contacto entre los materiales. Así, dependiendo de cómo se da la interacción entre superficies, el desgaste será en mayor o menor grado. Ello también confirma que las zonas con mayor concentración de esfuerzos sufrirán un mayor porcentaje de desgaste en comparación con la totalidad del componente.

Por ejemplo, la geometría waffle trabaja bien con arena o con suelos que contienen arcillas, además que este tipo de material contiene pequeñas partículas agregadas que tenderán a acumularse entre los cordones de soldadura formando una capa que ofrece una protección extra al material base. Se caracteriza por poseer gruesos cordones de soldadura cruzadas **Figura 1.9 (a)** [18]

Por otra parte, la configuración Stringer cuenta con cordones de soldadura en paralelo, los cuales pueden generar dos tipos de contacto con el flujo de material abrasivo: Un contacto perpendicular o un contacto alineado con el movimiento. La orientación de estos cordones dependerá del tamaño de la roca en contacto, para grandes dimensiones de roca se recomienda utilizar cordones alineados con el flujo de roca **Figura 1.9(b)**. En cambio, para superficies en donde la abrasión no es excesiva, se recomienda utilizar dot pattern, ya que ofrece un contacto suave entre superficies y una distribución de esfuerzos uniforme **Figura 1.9 (c)**.

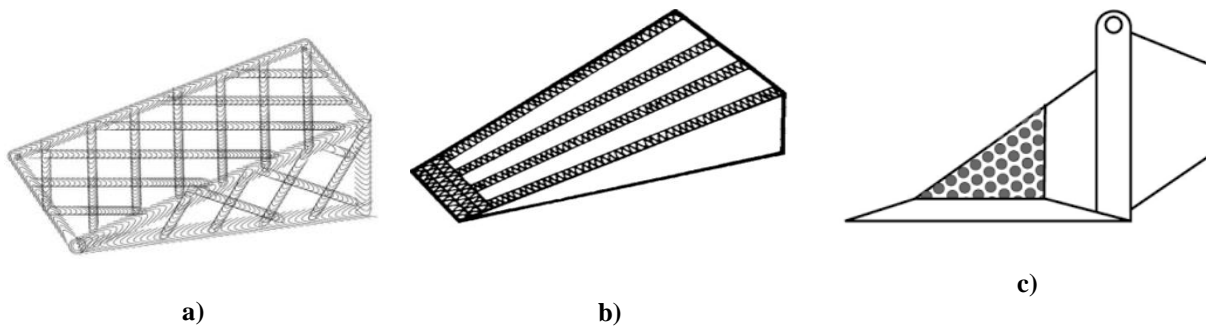


Figura 1.9 Configuraciones geométricas de la soldadura de blindaje (a)Waffle, (b)Stringer , (c) Dot
Fuente: Postle Industri. Aplicaciones de hardfacing [18]

Si bien las distribuciones presentadas son básicas, en la industria se utilizan combinaciones entre las tres e incluso geometrías personalizadas, dado el material y las condiciones de desgaste a las cuales el componente será sometido.

Actualmente no se han encontrado patrones fijos en la elección de tipo de soldadura de blindaje en sus tres dimensiones: Composición, técnica y geometría, por lo complejo que resulta el análisis y modelamiento del desgaste. No obstante, se pueden obtener aproximaciones sobre el comportamiento de la soldadura de blindaje centrándose en uno de los tres aspectos mencionados anteriormente.

Una forma de realizar un estudio sobre ello es de manera experimental, con pruebas de desgaste en laboratorio y censando el porcentaje de desgaste por medio de scanner 3D;

sin embargo, el procedimiento requiere de ensayos destructivos y un alto costo de experimentación, además del tiempo implicado para ello.

Por otro lado, dada la relación entre la distribución de esfuerzos y el grado de desgaste, se puede realizar simulaciones variando la geometría de la soldadura de desgaste y brindando como resultado la distribución de esfuerzos presente en el componente. Por ello, la presente tesis se optará por la optimización de la soldadura de blindaje por distribución geométrica utilizando simulación computacional.

1.4 Desgaste en la soldadura de blindaje

El desgaste es el proceso de desprendimiento progresivo de material sólido de una superficie cuando ésta es sometida a un movimiento relativo con otro cuerpo (sólido, líquido o gas) [8]. En la soldadura de blindaje predomina el desgaste tipo abrasivo, el cual puede presentarse por dos mecanismos: Abrasión de dos cuerpos y abrasión de tres cuerpos. En ambos casos, el grado de desgaste dependerá de la distribución de fuerza en la superficie, coeficiente de fricción, ángulo de ataque y de las propiedades de los materiales. Por ello, las zonas con mayor concentración de carga serán las zonas con mayor índice de desgaste y posibles fracturas por fatiga [26].

La soldadura de blindaje cumple la función de proteger el componente frente al desgaste; por ello, uno de los parámetros a controlar en su aplicación es la uniformidad de desgaste que este brinda. Sin embargo, esta uniformidad puede verse afectada por factores como una mala fabricación en el electrodo, errónea aplicación o mala elección del patrón geométrico. Cabe resaltar que la soldadura de blindaje soportará las cargas durante la perforación **Figura 1.10**, por ello la orientación y forma que posee cumplirá un rol importante en cuanto a protección se refiere.

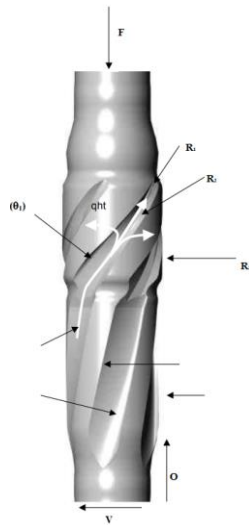


Figura 1.10 Representación de fuerzas durante perforación
 Fuente: Kruschov, M. Wear [27]

Una manera de evaluar el rendimiento de la soldadura de blindaje es por medio de la uniformidad que presenta luego de ser sometida a desgaste. Sin embargo, ello implica realizar ensayos prueba y error hasta obtener un desgaste admisible en toda la superficie. Es por ello que actualmente se está investigando sobre patrones de desgaste y modelamiento del mismo, a fin de optimizar recursos en la implementación de hardfacing. De acuerdo a la empresa rusa ROTEG [27], en las tuberías de perforación, el perfil de fuerzas deberá ser mayor en las secciones reforzadas con la soldadura de blindaje y a la vez mantener homogeneidad sobre estas a fin de evitar desgaste excesivo y disminuir las fallas por fatiga, un ejemplo de una distribución de esfuerzos óptima se visualiza en la **Figura 1.11**.

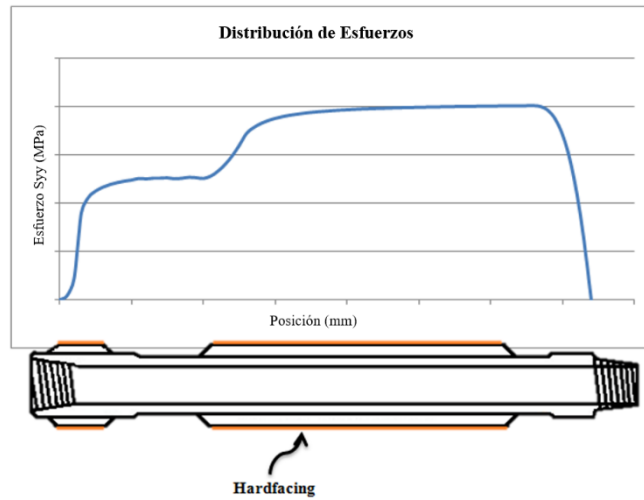


Figura 1.11 Distribución de fuerzas sobre tubería de perforación con hardfacing.
Fuente: Elaboración propia en base a ROTEG [27].

1.4.1 Modelamiento del desgaste abrasivo

Si bien el desgaste abrasivo es un fenómeno que depende de muchas variables, existen modelos matemáticos que aproximan la tasa de desgaste contemplando procedimientos experimentales. Es por ello que cada modelo será aplicable a ciertos materiales y en determinadas condiciones dada la naturaleza del fenómeno.

El primer modelo matemático fue planteado por Kruschov [28]. Él sugiere que la tasa de desgaste puede describirse como la inversa de la resistencia de desgaste, la cual está definida en una función lineal considerando la resistencia al desgaste del material de refuerzo, su número de partículas y la resistencia al desgaste de la matriz (**Ecuación 2.1**). Sin embargo, dicho modelo fue descartado por Liou et al [29] en 1999, dado que sugiere que a mayor proporción de material de refuerzo se obtendrá una menor tasa de desgaste. Se comprobó que existe un límite en la cantidad de material de refuerzo debido a que ello aumenta la fragilidad del compuesto, haciéndolo más propenso a desgaste por impacto y fracturas por fatiga [29].

$$R_c = Q^{-1} = xR_r + (1 - x)R_M \quad (2.1)$$

Posteriormente se concluyó que la tasa de desgaste no solo depende de las propiedades mecánicas de los materiales en contacto, sino que también de las formas de las

superficies, tamaño de partículas y el desgaste independiente en la soldadura de blindaje y en el material base. De acuerdo a Hutchings y Zum-Gahr, “la pérdida de material durante el desgaste abrasivo de los materiales reforzados con matriz metálica es el resultado de tres factores distintos: el desgaste de la matriz, el desgaste de las partículas de refuerzo (ya sea por microcorte o microgrietas) y la extracción de partículas de refuerzo de la matriz” [30].

Rabinowicz [30] propuso un modelo matemático para la estimación de desgaste con partículas abrasivas cónicas. De acuerdo a su modelo, las partículas abrasivas producen unas ranuras con un volumen dado por:

$$V_g = Lh^2 \tan \varphi \quad (2.2)$$

Donde L es la longitud de la ranura, h representa la profundidad y el ángulo φ se visualiza en la **Figura 1.12**. La profundidad de la ranura h depende de la dureza del material H , la fuerza normal aplicada F_N y el ángulo φ mencionado anteriormente, como se aprecia en la **Ecuación 2.3**.

$$h = \left(\frac{2}{\pi \tan \varphi} \cdot \frac{F_N}{H} \right)^2 \quad (2.3)$$

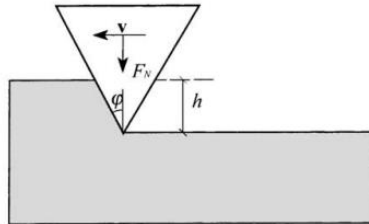


Figura 1.12 Ranura provocada por partícula abrasiva cónica ideal
Fuente: Colaço, R. A model for the abrasive wear of metallic matrix particle-reinforced materials [30]

Reemplazando la **Ecuación 2.3** en la **Ecuación 2.2**, el volumen de la ranura generada V_g por unidad de longitud es:

$$\frac{V_g}{L} = \frac{2}{\pi \tan \varphi} \frac{F_N}{H} \quad (2.4)$$

La **Ecuación 2.4** es válida para solo una partícula abrasiva, para condiciones normales de abrasión se cuenta con un número de partículas abrasivas no cuantificadas; por ello, el volumen total de la ranura generada V_{Tg} por varias partículas abrasivas está definido por:

$$\frac{V_{Tg}}{L} = \frac{\sum V_{gi}}{L} = \frac{2}{\pi \tan \varphi} \frac{\sum F_{Ni}}{H} = \frac{2}{\pi \tan \varphi} \frac{F_{TN}}{H} \quad (2.5)$$

Donde F_{TN} es la fuerza normal total (resultante); es decir, para n partículas abrasivas, el volumen que desplazarán por medido de ranuras será independiente al número de partículas, pero sí proporcional a la fuerza aplicada. Adicionalmente, esta relación es válida si se cumple que todo el volumen de la ranura es efectivamente separado de la superficie y no acumuladas en otras zonas. Por ello se adiciona un factor que representa la efectividad de remoción abrasivo.

$$Q = \eta \frac{V_g}{L} \quad (2.6)$$

Reemplazando la ecuación 2.5 en la ecuación 2.6:

$$Q = K \frac{F_N}{H} \quad (2.7)$$

Donde K representa el coeficiente de desgaste, y está definido por:

$$K = \frac{2\eta}{\pi \tan \varphi} \quad (2.8)$$

Las **Ecuaciones 2.7 y 2.8** son las relaciones conocidas como *Rabinowicz equations*. Estas ecuaciones predicen adecuadamente el desgaste para materiales homogéneos como el mostrado en la **Figura 1.12 Ranura provocada por partícula abrasiva cónica ideal**

; sin embargo, la soldadura de blindaje posee una composición con partículas de carburo de tungsteno embebidas en una matriz de acero. Dependiendo del diámetro de dichas partículas y su dureza, la ecuación de Rabinowicz variará para cada caso.

Para partículas de reforzamiento con un diámetro mucho menor a la profundidad de la ranura o con durezas similar a la matriz, **Figura 1.13**, se mantendrá la relación de

Rabinowicz con la diferencia de que se utilizará la dureza promedio del compuesto (Ecuación 2.9).

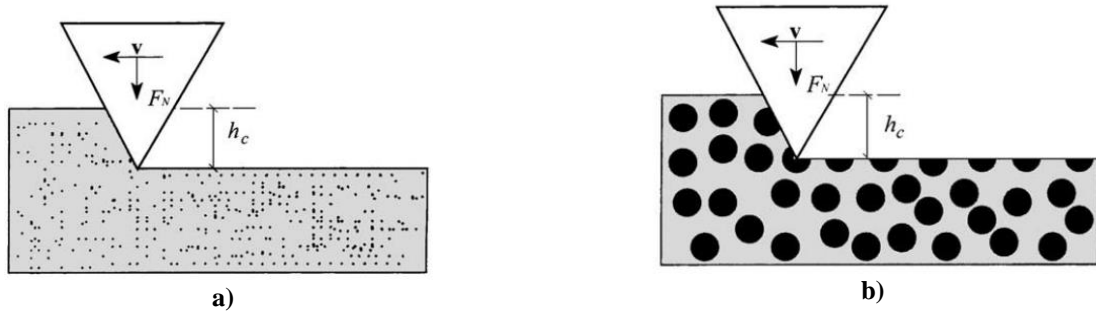


Figura 1.13 Ranura en superficie reforzada con partículas (a) pequeñas, (b) baja dureza
Fuente: Colaço, R. A model for the abrasive wear of metallic matrix particle-reinforced materials [30]

$$Q = K \frac{F_N}{H_c} \quad (2.9)$$

No obstante, generalmente las partículas de reforzamiento poseen durezas mayores a la matriz en la que se encuentran, debido a que su objetivo justamente es aumentar su resistencia a la abrasión por medio del aumento de la dureza promedio del material compuesto. Para esta condición, el volumen efectivo removido por las partículas abrasivas es representado en la **Figura 1.14**.

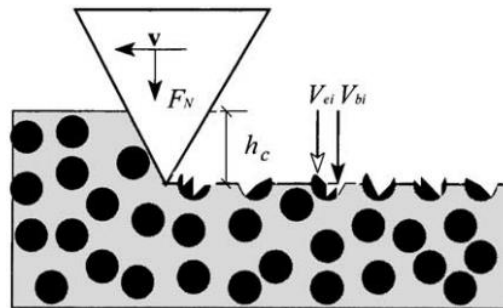


Figura 1.14 Ranura superficie con partículas de reforzamiento con dureza mayor a la matriz
Fuente: Colaço, R. A model for the abrasive wear of metallic matrix particle-reinforced materials [30]

El modelo numérico en ese caso fue presentado por Colaço [31] en donde, basado en la ecuación de Rabinowicz, expresa el volumen efectivo removido como el volumen de la ranura pura menos los volúmenes de las partículas de reforzamiento quebradas.

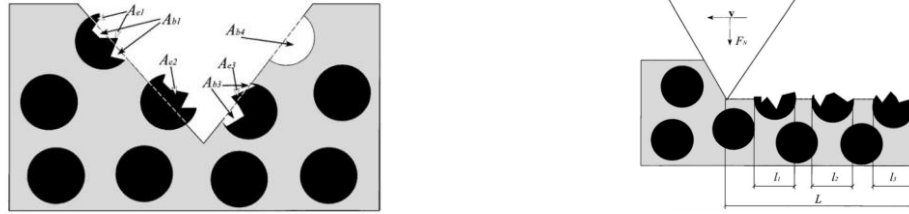


Figura 1.15 Sección transversal de la ranura – vista del plano central

Fuente: Colaço, R. A model for the abrasive wear of metallic matrix particle-reinforced materials [30]

$$V_{eff} = \eta V_g + \sum V_{ei} \quad (2.10)$$

$$V_{eff} = \eta V_g + (V_p - V_e) \quad (2.11)$$

$$V_{eff} = \eta V_g + \Delta V_p \quad (2.12)$$

Donde ΔV_p representa la contribución de volumen de parte de las partículas de reforzamiento en la matriz, este volumen dependerá las áreas salientes y los vacíos presente en la ranura (**Figura 1.15**).

$$\Delta V_p = \omega \overline{\Delta A_p} l_p \quad (2.13)$$

$$Q = \frac{V_{eff}}{L} = \eta \frac{V_g}{L} + \frac{\Delta V_p}{L} \quad (2.14)$$

$$Q = K \frac{F_N}{H_C} + \omega \overline{\Delta A_p} \frac{l_p}{L} \quad (2.15)$$

El modelo presentado en la **Ecuación 2.15** estima la tasa de desgaste en función de la fuerza normal aplicada, además que se pueden definir factores como $\gamma = \omega \overline{\Delta A_p}$ para establecer el límite de proporción de las partículas de reforzamiento dentro de la matriz, **Figura 1.16**

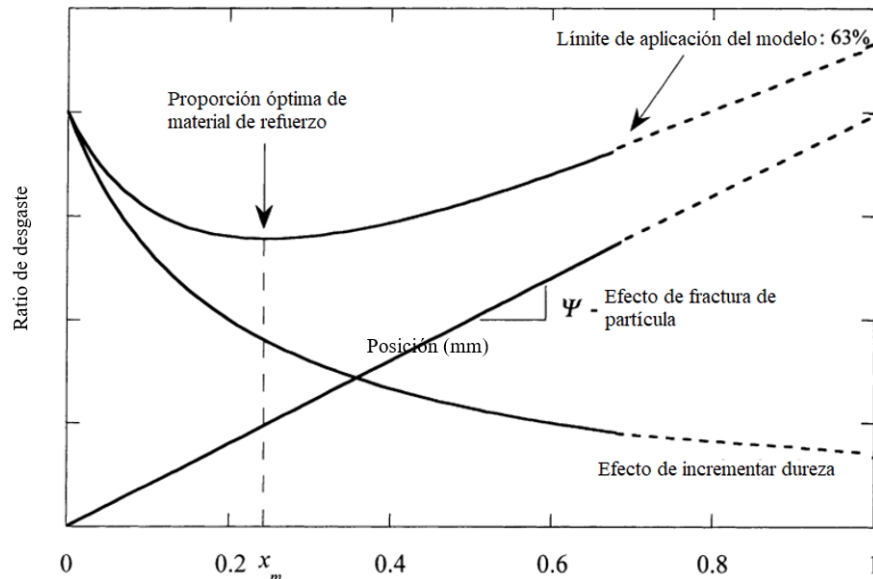


Figura 1.16 Parámetros que influyen en la tasa de desgaste

Fuente: Colaço, R. A model for the abrasive wear of metallic matrix particle-reinforced materials [30]

1.5 Método de elementos discretos (DEM)

El método de elementos discretos es un método numérico con el cual es posible modelar el comportamiento de sistemas de partículas ante colisiones entre si y/o estructuras que limitan el entorno de simulación [32]. Ese método contribuye en la simulación de movimiento de materiales granulares aplicado en la industria farmacéutica, minería, construcción, entre otros.

El método DEM resuelve ecuaciones de movimiento de la segunda Ley de Newton, con la finalidad de estimar la dinámica de las partículas en interacción. Asimismo, utiliza la ley Fuerza-Desplazamiento para calcular las fuerzas de interacción que al integrarlas en el tiempo pueden predecir la posición y aceleración de los cuerpos en el tiempo “t” [33].

Para el caso de perforación raise borer, la interacción entre las tuberías de perforación y la roca del yacimiento puede ser simulada por medio de este método, ya que la roca representa un material granular compactado el cual puede caracterizarse como un sistema de partículas con fuerzas cohesivas entre sí. La simulación DEM brindará las posiciones de

contacto entre roca – tubería, orientación de la roca y fuerzas normales y tangenciales sobre el material granulado.

1.5.1 Algoritmo del método DEM

Para calcular la dinámica de las partículas por medio del método de elementos discretos se requiere 3 pasos fundamentales [34]:

- a) Definir las partículas en términos de masa, radio, posición, velocidad y aceleración en el tiempo $t=0$.
- b) Encontrar todos los contactos entre las partículas. El método registra los contactos existentes entre las partículas utilizando la distancia entre el centro de partículas y los radios de cada una. Existen 3 tipos de contactos: Contacto tangencial, contacto superpuesto, contacto inexistente.

$$\delta = R_1 + R_2 - O_1O_2 \quad (2.16)$$

Donde R es el radio de las partículas y O_1O_2 es la distancia entre centros. Un $\delta = 0$ representa contacto tangencial entre las partículas, $\delta < 0$ superposición de partículas y $\delta > 0$ contacto inexistente entre ellas. La representación gráfica de ello se muestra en la **Figura 1.17**.

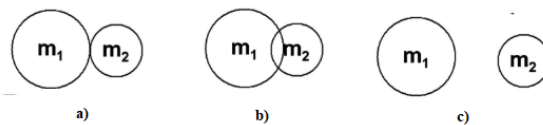


Figura 1.17 Contactos entre partículas.
Fuente: Elaboración propia

- c) Las fuerzas de contacto normal y tangencial son funciones dependientes al δ y al componente normal o tangencial de la velocidad relativa entre las partículas.

$$\vec{F}_n = \vec{F}_r + \vec{F}_d \quad (2.17)$$

$$\vec{F}_r = -K \cdot \delta \cdot \vec{n} \quad (2.18)$$

$$\vec{F}_d = -2 \cdot \alpha \sqrt{K \cdot M_{eq}} \cdot \dot{\delta} \cdot \vec{n} \quad (2.19)$$

Donde \vec{F}_r representa la fuerza de repulsión, K es la rigidez de contacto, \vec{n} es el vector unitario normal, \vec{F}_d Representa la fuerza de disipación viscosa, $\dot{\delta}$ equivale a la velocidad de impacto y M_{eq} es la masa equivalente para las dos partículas en contacto. Por otro lado, la fuerza tangencial se expresa por medio de la siguiente ecuación:

$$\vec{F}_t = K \cdot l \cdot \vec{u} \quad (2.20)$$

Donde l es la elongación del contacto y \vec{u} representa el vector unitario tangente al plano de contacto. Cabe resaltar que la combinación de las fuerzas no debe superar la fuerza crítica de ruptura; en caso la supere, el contacto entre las partículas se perderá. En la **Figura 1.18** se muestra las fuerzas normales y tangenciales gráficamente.

$$\sqrt{F_n^2 + 3 \cdot F_t^2} \geq F_{rupt} \quad (2.21)$$

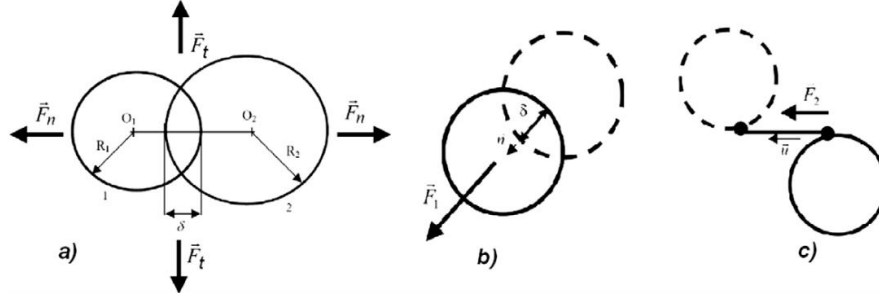


Figura 1.18 Representación gráfica de las fuerzas normales y tangenciales
Fuente: Vogel, L. From single particle impact behavior to modelling of impact mills [34]

El método de elementos discretos puede ser evaluado tanto a nivel 2D como a nivel 3D, siendo su principal inconveniente la representación de las partículas. Para la realización de la simulación por medio de software se recomienda utilizar elementos esféricos y por medio de enlaces de estas esferas generar la forma de los sólidos deseados. No obstante, la separación de estos elementos puede modificarse por medio de los *breakage models*, con la finalidad de conseguir la mejor representación al fenómeno físico en estudio.

1.5.2 Breakage Models

Los breakage models son modelos de acoplamiento y desacoplamiento de partículas utilizadas en las simulaciones por medio del método de elementos discretos. Estos modelos contribuyen a la generación de geometrías complejas por medio de la unión de elementos, los cuales pueden desprenderse por la aplicación de una fuerza que supera la fuerza crítica de ruptura (**Ecuación 1.17**) [35]

Actualmente, las herramientas de simulación brindan breakage models o modelos de contacto basados en tres modelos principales: Bonded Particle model (BPM), Fast Breakage Model (FBM) y Particle Replacement Model (PRM). Cada uno de estos poseen particularidades que pueden ser aprovechadas dependiendo la naturaleza de la simulación a realizar.

Se muestran gráficamente los 3 modelos en la **Figura 1.19**, el modelo BPM adhiere elementos esféricos por medio de enlaces (bonded) cuyas propiedades se establecen al iniciar la simulación. Este modelo es el más utilizado por los softwares de simulación DEM, dada su simplicidad en la creación de geometrías. Su principal desventaja es la calibración del estado inicial y representar adecuadamente un cuerpo irregular.

Por otra parte, el modelo FBM es utilizado para fenómenos de rotura presentes en materiales rígidos como las rocas. El modelo se basa en generar un sólido por medio de poliedros unidos por las aristas y que cuenta con una energía requerida para fracturarse. La dirección de la fractura dependerá de la orientación de la fuerza y de una función de probabilidades propuesta por Vogel y Peukert [36].

Por último, el modelo PRM consiste en el reemplazo instantáneo de una partícula de mayor diámetro por partículas más pequeñas cuando están sometidas a cargas mayores a la fuerza de ruptura. Este modelo se caracteriza por requerir un menor esfuerzo computacional; sin embargo, su estimación de la fragmentación del sólido muchas veces se ve limitada por la geometría, dado que solo se pueden representar por elementos esféricos [37].

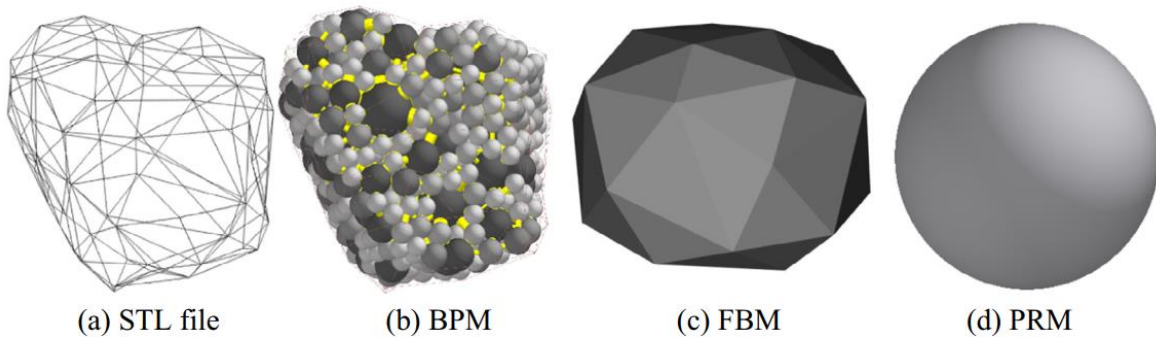


Figura 1.19 Modelado del sólido a partir de los principales breakage models

Fuente: Jimenez-Herrera, N. et al. Comparison of breakage models in DEM in simulating impact on particle beds [37]

Como se puede visualizar, en cuanto al modelado del sólido, el modelo PRM es el que más alejado se encuentra en la representación. Ello repercute en las interacciones con las demás partículas y estructuras ya que se darán ángulos de contacto que no representan adecuadamente sólidos con geometrías no esféricas. Asimismo, el proceso de fragmentación, $\sqrt{F_n^2 + 3 \cdot F_t^2} \geq F_{rupt}$, de los tres modelos presentado se visualiza en la **Figura 1.20**.

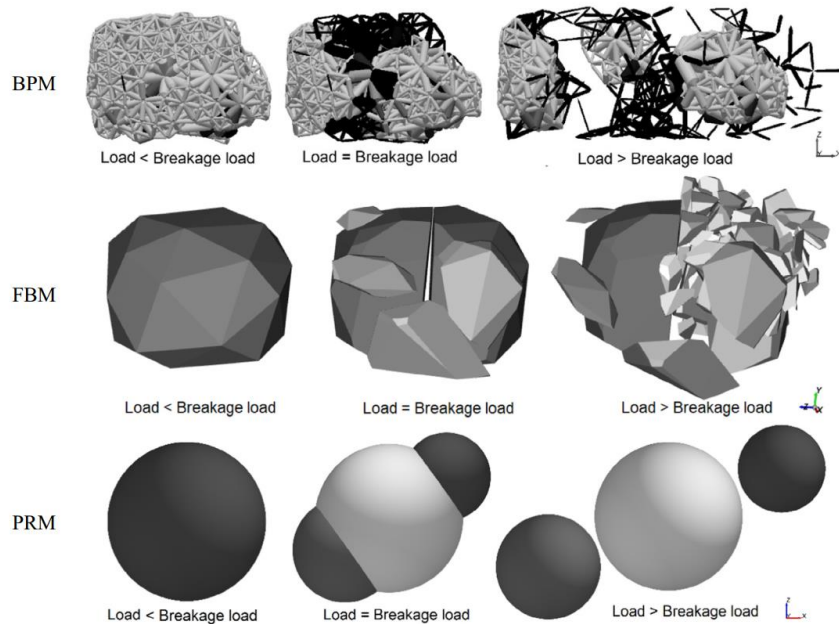


Figura 1.20 Fragmentación de una partícula (roca) para cada breakage model

Fuente: Jimenez-Herrera, N. et al. Comparison of breakage models in DEM in simulating impact on particle beds [37]

Jiménez-Herrera, et al [37] analizó los tres modelos y su performance ante distintas simulaciones, comparándolos con el proceso experimental a fin de validar los modelos y

establecer ventajas y desventajas de cada uno en distintos aspectos. El cuadro resumen se presenta en la **Tabla 1.3**.

Criterion		Breakage model/simulator		
		BPM/EDEM	FBM/ROCKY	PRM/EDEM
1	Connection of model parameters to material mechanical properties	↑	↔	↔
2	Ease in modeling and calibration stage	↓↓	↑	↑
3	Fidelity in describing breakage probability	↑	↑↑	↓
4	Ease in estimation of size distribution of the progeny	↓↓	↑↑	↑↑
5	Fidelity in describing ball-bed interaction in impact	↑↑	↑	↑
6	Fidelity in describing ball-bed fragment distribution	↔	↔	↑↑
7	Mass and volume conservation	↓	↑↑	↓
8	Description of surface breakage by chipping	↑	↑	↓↓
9	Ease in carrying out the simulations (i.r.t. computational effort)	↓↓	↑	↑↑

Key: ↑↑: significant; ↑: reasonable; ↔: limited; ↓: fairly limited; ↓↓: extremely limited.

Tabla 1.3 Comparación cualitativa de los principales breakage models

Fuente: Jiménez-Herrera, N. et al. Comparison of breakage models in DEM in simulating impact on particle beds [37].

Para la simulación de la presente tesis se utilizó el modelo FBM, dada su afinidad hacia el modelado de rocas rígidas, además de representar de mejor manera la geometría de los sólidos para obtener puntos de contactos más cercanos a lo que realmente acontece.

1.6 Método de elementos finitos (FEM)

El método de elementos finitos es un método numérico que contribuye en la resolución de ecuaciones diferenciales por medio de aproximaciones. Se basa en la discretización de un dominio continuo en un número finito de elementos, cada uno de los cuales se unen mediante nodos. Así la resolución para un elemento puede extrapolarse para los elementos adyacentes hasta cubrir todo el dominio. Frente al método de elementos discretos, el FEM analiza sistemas continuos a partir de aproximaciones en un sistema discreto, mientras que el DEM analiza sistemas discretos por medio de interacciones entre partículas que no representan un sistema continuo propiamente dicho, sino más bien, cada partícula representa un sistema independiente [38].

1.6.1 Algoritmo del método de elementos finitos

Existen distintas formas de formulación para el método de elementos finitos, una de ellas es la formulación por medio del trabajo virtual. Esta se define como un campo real de cargas multiplicado por un campo virtual de deformaciones, lo que sugiere una formulación basada en desplazamientos y no en las fuerzas [38].

Su formulación se basa en el principio de conservación de energía utilizando desplazamientos y deformaciones virtuales, \bar{u} y $\bar{\epsilon}$ respectivamente. Se toma en cuenta el trabajo realizado fuerzas de tracción, de cuerpo y las de reacción. La suma de todas ellas dará como resultado el trabajo virtual realizado

$$\int_V \epsilon^{-T} \sigma dV = \int_V u^{-T} f^b dV + \int_S u^{-T} f^s dS + \sum_i u^{-i T} R^i \quad (2.22)$$

En donde:

$\int_V \epsilon^{-T} \sigma dV$: Trabajo virtual realizado por fuerzas internas

$\int_V u^{-T} f^b dV$: Trabajo virtual realizado por fuerzas de cuerpos (volumen)

$\int_S u^{-T} f^s dS$: Trabajo virtual realizado por fuerzas de tracción (superficie)

$\sum_i u^{-iT} R^i$: Trabajo virtual total realizado por las i 's fuerzas exteriores

Adicionalmente, \bar{u} y $\bar{\epsilon}$ se relacionan mediante las ecuaciones de compatibilidad por medio del vector de desplazamiento nodal real conocido para cada elemento k .

$$\mathbf{u}^K = \mathbf{N}_k \bar{\mathbf{U}} \quad (2.23)$$

$$\boldsymbol{\epsilon}^K = \mathbf{B}_k \bar{\mathbf{U}} \quad (2.24)$$

Donde la matriz N representa las funciones de forma para cada elemento, $\bar{\mathbf{U}}$ es el campo de desplazamiento virtual y B contiene operadores que derivan las funciones de forma N . Reemplazando las **Ecuaciones 2.23** y **2.24** en la **Ecuación 2.22**, el trabajo virtual realizado por las fuerzas internas queda expresada en:

$$\int_V \boldsymbol{\epsilon}^{-T} \boldsymbol{\sigma} dV = \sum_k \int_V (\mathbf{B}^k \bar{\mathbf{U}}^k)^T \mathbf{C}^k \boldsymbol{\epsilon}^k dV \dots \dots \dots (2.25)$$

En la **Ecuación 2.25**, la matriz C representa la relación esfuerzo – deformación del material para cada elemento. Adicionalmente, dado que, en la integral de trabajo virtual por las fuerzas internas, el esfuerzo es real y no virtual, en la multiplicación $\mathbf{C}^k \boldsymbol{\epsilon}^k$ debe entenderse el término $\boldsymbol{\epsilon}^k$ como deformaciones reales. Así, se puede expresar la **Ecuación 2.20** de manera matricial como sigue:

$$\sum_k \int_V (\mathbf{B}^k \bar{\mathbf{U}}^k)^T \mathbf{C}^k \boldsymbol{\epsilon}^k dV = \sum_k \int_V (\mathbf{B}^k \bar{\mathbf{U}}^k)^T \mathbf{C} \mathbf{B} \bar{\mathbf{U}} = \bar{\mathbf{U}}^k \left[\sum_k \int_V \mathbf{B}^T \mathbf{C} \mathbf{B} \right] \bar{\mathbf{U}} \quad (2.26)$$

Asimismo, la parte izquierda la **Ecuación 2.22** quedará expresada de la siguiente manera:

$$\sum_k \int_V \bar{\mathbf{U}}^k N^T \mathbf{f}^b dV + \sum_k \int_S \bar{\mathbf{U}}^k N^T \mathbf{f}^s dS + \sum_k N^T \bar{\mathbf{U}}^k \mathbf{R}^k \quad (2.27)$$

$$\bar{\mathbf{U}}^k \left[\left\{ \sum_k \int_V N^T \mathbf{f}^b dV \right\} + \left\{ \sum_k \int_S N^T \mathbf{f}^s dS \right\} + \sum_k N^T \mathbf{R}^k \right] \quad (2.28)$$

Simplificando los términos matriciales diferenciales se definen las siguientes matrices.

$$\left[\sum_k \int_V B^T C B \right] = K \text{ (Matriz de rigidez)} \quad (2.29)$$

$$\left\{ \sum_k \int_V N^T f^b dV \right\} = R_b \quad (2.30)$$

$$\left\{ \sum_K \int_S N^T f^s dS \right\} = R_s \quad (2.31)$$

$$\sum_k N^T R^k = R_c \quad (2.32)$$

De esta manera, la **Ecuación 2.22** pasa de una ecuación diferencial compleja a una ecuación lineal, **Ecuación 2.34**, de manera matricial, cuya resolución da como resultado los desplazamientos de los nodos de un elemento y con ayuda de técnicas de extrapolación se calculará dichos valores para todo el dominio.

$$\overline{\dot{U}}^T K \dot{U} = \overline{\dot{U}}^k [R_b + R_s + R_c] \quad (2.33)$$

$$K \dot{U} = R \quad (2.34)$$

La **Ecuación 2.34** representa la lógica de resolución del método de elementos finitos utilizada por los distintos softwares comerciales y de código abierto.

CAPÍTULO II

METODOLOGÍA

Para el desarrollo de la presente tesis se tiene como metodología el esquema mostrado en la **Figura 2.1** la cual cuenta con 7 etapas principales:

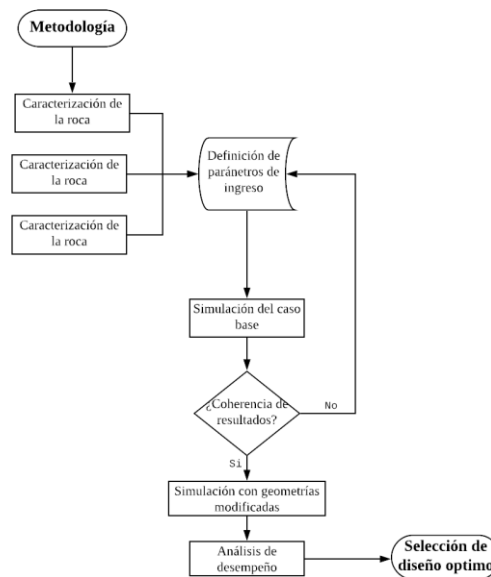


Figura 2.1 Metodología de desarrollo
Fuente: Elaboración propia en base a Hernández [39]

2.1 Caracterización de roca

La particularidad de la simulación por el método de elementos discretos es la posibilidad de representar material sólido como una acumulación de partículas rígidas (círculos en 2D y esferas en 3D) las cuales interactúan entre ellas en la dirección normal y tangencial como se muestra en la **Figura 2.2**. Estas interacciones se detallan por medio de las propiedades micromecánicas las cuales establecen enlaces entre las partículas discretas que bajo un breackage model se puede representar el desgaste, fractura y desprendimiento de material de un sólido.

Para ello es necesario caracterizar la roca a fin de hallar las propiedades micromecánicas que gobiernan el modelo de contacto, esencialmente la constante de rigidez normal (k_n), constante de rigidez tangencial k_t , coeficiente de restitución e , coeficiente de amortiguamiento (c_n) y el coeficiente de fricción (μ) tanto para la interacción roca – metal, metal – metal y roca – roca [40]

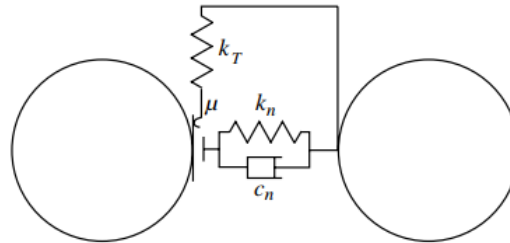


Figura 2.2 Esquema básico del modelo de contacto
Fuente: EDEM Simulation-Introducing to Discrete Element Method [32]

Según Oñate en Combination of discrete element and finite element methods for dynamics analys of geomechanics problems [41] existen 3 modelos de caracterización dependiendo la naturaleza del material: Elastic perfectly brittle model (EPB), elasto-plastic contac model with linear softening (ELS) y el contac model with elastic damage (ED). Para la presente tesis se utilizará el procedimiento de caracterización descrito en [41] para el modelo EPB por la compatibilidad con la naturaleza de la roca, así como también su semejanza al modelo de simulación Fast Breackage model descrito en el capítulo anterior.

Para la caracterización de las propiedades micromecánicas con el modelo EPB se consideran las fuerzas en la dirección normal y tangencial de la siguiente relación constitutiva:

$$\sigma = k_n u_n \dots\dots\dots(3.1)$$

$$\tau = k_t u_t \dots\dots\dots(3.2)$$

En donde σ y τ representan las fuerzas de contacto normales y tangenciales respectivamente, así como también, u_n y u_t representan los movimientos relativos en las direcciones mencionadas. La fractura de los enlaces en las partículas ocurre, al igual en que

el modelo de simulación Fast breackage model, cuando las reacciones superficiales superan las fuerzas de contacto normal y tangencial:

$$\sigma \leq R_n \dots\dots\dots(3.3)$$

$$|\tau| \leq R_t \dots\dots\dots(3.4)$$

Dado que el modelo no admite cohesión relevante, la fractura se dará cuando $R_n \cong 0$ en consecuencia la fuerza de contacto tangencial (positiva) se determina por medio de la **ecuación 3.4** sólo cuando se cumple la **ecuación 3.3**. De esta manera el coeficiente de fricción μ será calculada.

$$\sigma \leq 0 \dots\dots\dots(3.3)$$

$$\tau \leq \mu |\sigma| \dots\dots\dots(3.4)$$

El ensayo de laboratorio necesario para este modelo se basa en test de compresión uniaxial y tensión para rocas la cual utiliza como input propiedades macroscópicas obtenidas en un ensayo triaxial, **Figura 2.3**. Las principales propiedades macroscópicas son: Módulo de Young, Poisson's ratio y el esfuerzo a la compresión no confinada.

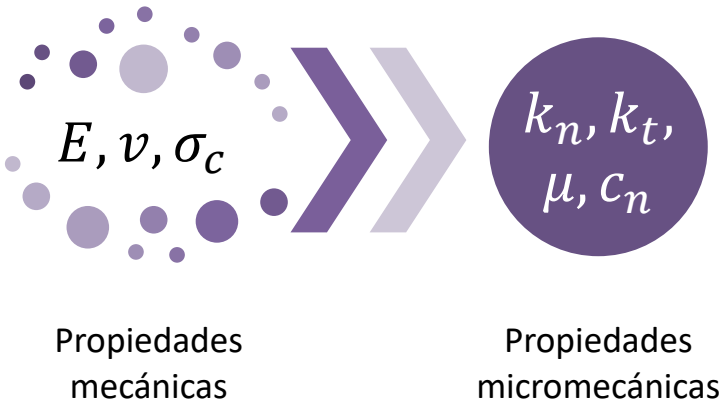


Figura 2.3 Esquema Input – Output del test de compresión uniaxial.
Fuente: Elaboración propia

2.2 Caracterización de estructura metálica

Para la presente tesis se utilizarán las propiedades mecánicas y la microestructura detallada por las normas de calidad de la American Iron and Steel Institute (AISI) en caso de la estructura del estabilizador. Mientras que para la caracterización del cordón de soldadura se tendrá como referencia la norma de calidad ASME SFA 5.12 con referencia a los electrodos de carburo de tungsteno. Las propiedades necesarias para nuestro caso de estudio se muestran en la siguiente tabla:

Propiedades mecánicas			
	Densidad	Módulo de Young	Módulo Poisson
Estabilizador	7850 kg/m ³	210 GPa	0.30
Cordón de soldadura	7850 kg/m ³	390 GPa	0.24

Tabla 2.1 Propiedades mecánicas elementos a utilizar
Fuente: Elaboración propia en base a [42]

2.3 Definición de parámetros e ingreso de datos de simulación

Para la ejecución de la simulación en Rocky DEM se levantó un CAD 3D de la geometría del estabilizador con la soldadura de blindaje actual por medio del Autodesk Inventor. Como se observa en la **Figura 2.4** el estabilizador tiene radio nominal de 11 1/4 pulg y una longitud de 63 3/8 pulg.

TUBERÍA DE PERFORACIÓN

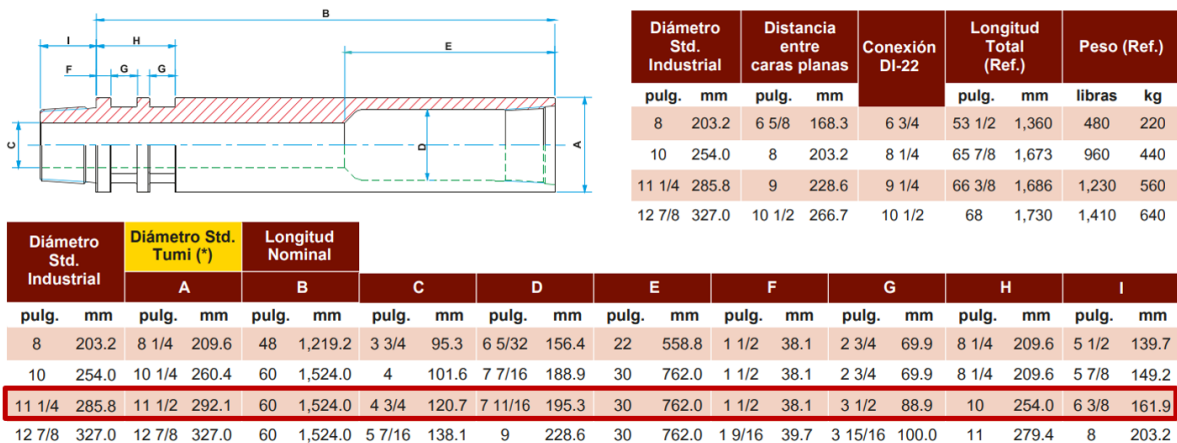


Figura 2.4 Dimensiones estándar para tuberías de perforación
Fuente: Brochure Tumi Raise Boring [43]

Asimismo, se deben ingresar las propiedades micromecánicas de interacción de la roca y el estabilizador, como también las propiedades propias del material como el módulo de Young entre otros.

Por otra parte, se define los parámetros de perforación en la simulación, entre ellos la velocidad de rotación, el empuje, ángulo de perforación, etc.

Parámetros de Perforación	
Torque máximo (kN-m)	81
Fuerza de empuje (kN)	1700
Ángulo de perforación (°)	90
Velocidad (rpm)	60

Tabla 2.2 Parámetros de perforación
Fuente: Elaboración propia en base a Tumi Raise Boring [44]

2.4 Proceso de simulación del caso base:

La simulación se realizará en el workbench del ANSYS 18.2 el cual cuenta integrada el módulo ESSS – Rocky DEM para realizar el acople entre el método de elementos discretos y elementos finitos.

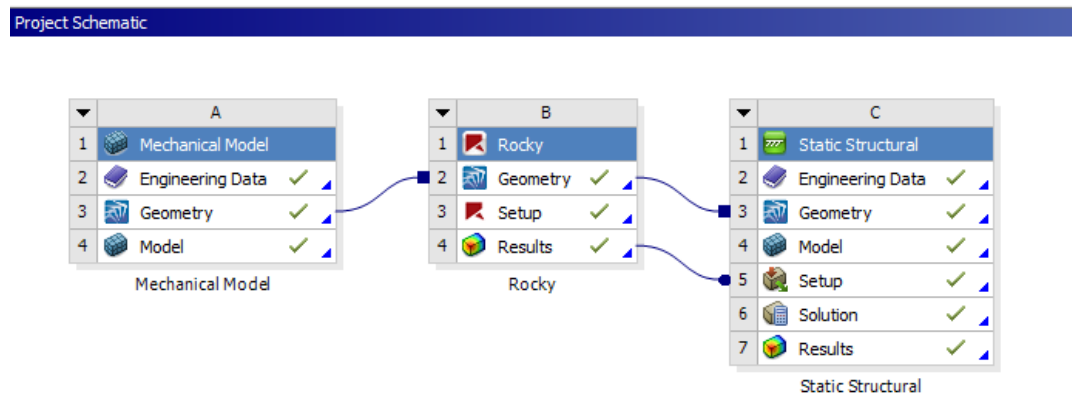


Figura 2.5 Diagrama de simulación en el Workbench
Fuente: Elaboración propia – ANSYS 18.2

El workbench permite crear módulos los cuales pueden compartir elementos como la geometría, variables, parámetros y resultados, **Figura 2.5**. Así, será necesario definir sólo una vez las geometrías. Esto es muy importante dado que el sistema de coordenadas será el

mismo en los 2 entornos (Rocky/ANSYS) evitando problemas de incompatibilidad en nodos de la malla generada.

Para iniciar cualquier simulación dentro del entorno Rocky DEM es necesario establecer los parámetros físicos que gobiernan el fenómeno: Gravedad y Softening.

La gravedad nos permite definir en qué dirección en el espacio afectará este fenómeno a todo el ambiente de simulación, así como también su magnitud. Para definirla se hace uso de los vectores unitarios i, j, k . Para la presente tesis se utilizará un factor de gravedad de $9.81 \vec{i} \text{ ms}^{-2}$ dado que el CAD se realizó de acuerdo a esas coordenadas.

A la vez, el factor softening es un valor que varía de 0.001 a 1 y modifica la rigidez de todos los materiales involucrados en el entorno de simulación. Este factor se utiliza para aumentar o disminuir los timesteps y en consecuencia reducir el tiempo de procesamiento. Sin embargo, un valor muy pequeño de este factor puede provocar superposiciones de partículas, inestabilidad y por ende mala convergencia de resultados lo que reduce la representatividad de la simulación [45]

Parámetros Físicos del entorno de simulación Rocky-DEM	
Gravedad (m/s^2)	$9.81 \vec{i}$
Softening	1

Tabla 2.3 Definición de parámetros del entorno de simulación Rocky-DEM
Fuente: Elaboración Propia

El software Rocky-DEM admite geometrías de extensión. stl. En la presente, se importará el archivo generado en Autodesk Inventor. Es de suma importancia definir las unidades de longitud con las cuales se va a importar la geometría para que el software de simulación DEM pueda desarrollarse bien. La interfaz de importación de geometría se muestra en la **Figura 2.6**

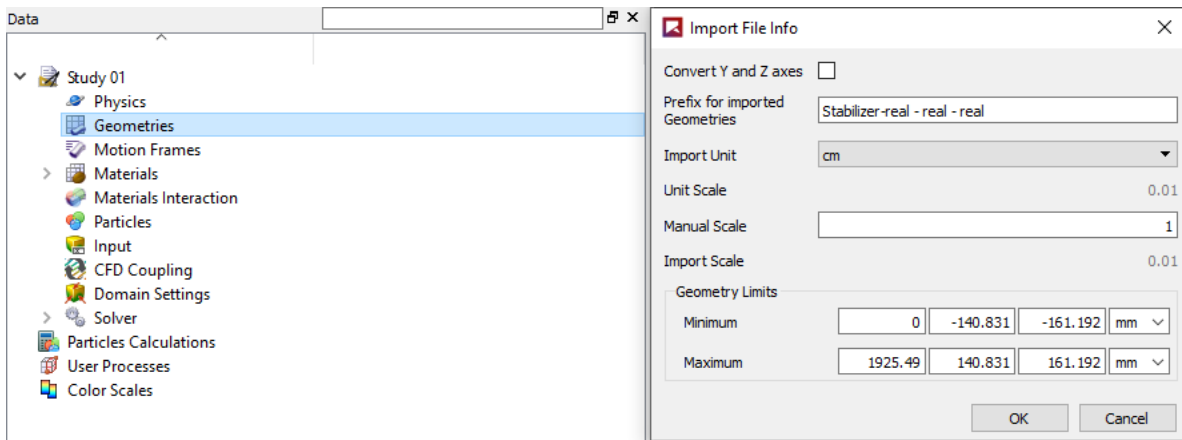


Figura 2.6 Importación de la geometría
Fuente: Elaboración propia – Rocky-DEM

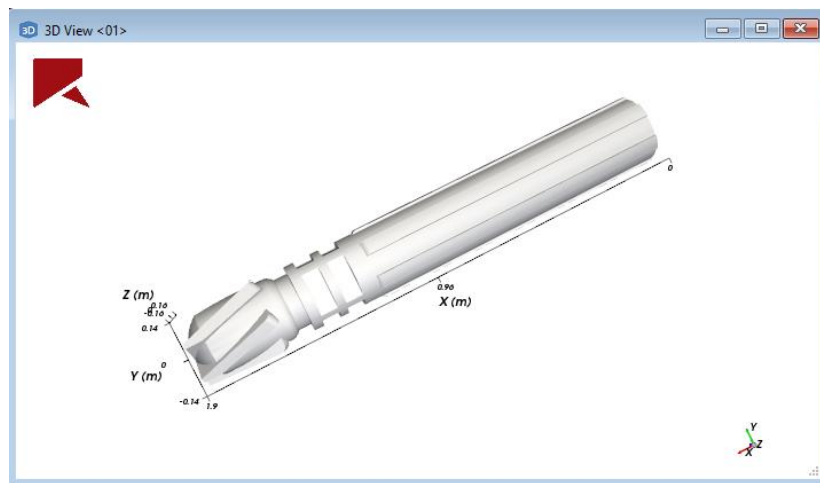


Figura 2.7 Geometría del estabilizador
Fuente: Elaboración propia – Rocky-DEM

En la **Figura 2.7** se muestra la geometría a utilizar para la presente tesis, como se describió en el capítulo 1, este componente es una pieza de soporte para toda la columna de tuberías de perforación y se encuentra acoplada a una broca inicial la cual contiene los elementos de corte. A fin de reducir el costo computacional de la simulación, se buscó simplificar la geometría realizando un sólido que integre tanto estabilizador como broca en una sola pieza y a su vez que minimice los elementos móviles que pueda presentar. El estudio realizado por Pere Andreu en *Application of enhanced discrete element method to oil and gas drilling processes* muestra una alternativa de broca con la cual simula perforación para

exploración en campos de petróleo con un bajo costo computacional [46], por ello se utilizará dicho modelo, **Figura 2.8**, en nuestro estudio.

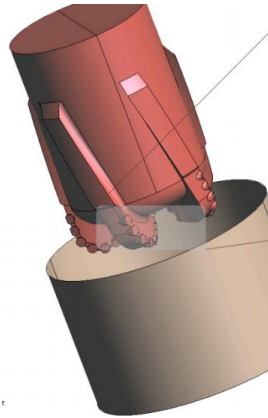


Figura 2.8 Modelo de broca simplificada

Fuente: Pere Andreu. Application of enhanced discrete element method to oil and gas drilling processes [46]

Posteriormente se define el movimiento que presentará el estabilizador dentro de software de simulación. Rocky-DEM permite 10 tipos de movimientos entre movimientos de cuerpo libre de traslación, rotación y péndulo, como también movimientos en donde se aplica fuerza de empuje o par torsional, **Figura 2.9**. La presente simulación contemplará 4 tipos de movimientos cuyos valores se definieron en los parámetros e ingreso de datos (Sección 3.3).

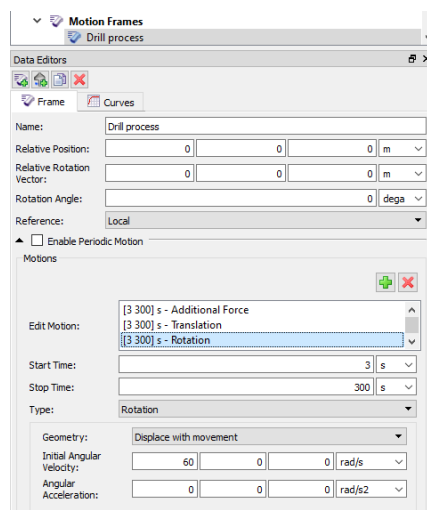


Figura 2.9 Definición de los Motion frames – Drill process

Fuente: Fuente: Elaboración propia – Rocky-DEM

La combinación de la fuerza de empuje, la translación, rotación y par torsional generan el movimiento característico de una perforación y son aplicados a la parte superior del estabilizador (0 i, 0 j, 0 k).

Seguido ello, se ingresan las propiedades mecánicas para los materiales que intervienen en la simulación. Las propiedades de la estructura metálica y cordón de soldadura se muestran en la **Tabla 2.1**, mientras que las propiedades mecánicas y micro mecánicas de las rocas serán mostradas en la sección de resultados.

La última fase de la simulación en el entorno Rocky-DEM es configurar los tiempos de simulación, modelo de resolución, intervalos de registro de resultados y definir los valores de output. Rocky-DEM cuenta con 2 output en archivos comprimidos: Contactos y Fuerzas. Se deben activar los dos para obtener los archivos necesarios para un análisis posterior de elementos finitos en el software ANSYS.

Como se observa en la **Figura 2.5**, los resultados de la simulación por elementos discretos servirán como input en el setup de la simulación en el entorno ANSYS en donde se establece la malla para el estabilizador y poder obtener resultados de esfuerzos y deformación sobre el mismo. La malla utilizada contempla elementos tetraedros en todo el dominio volumétrico, **Figura 2.10**.

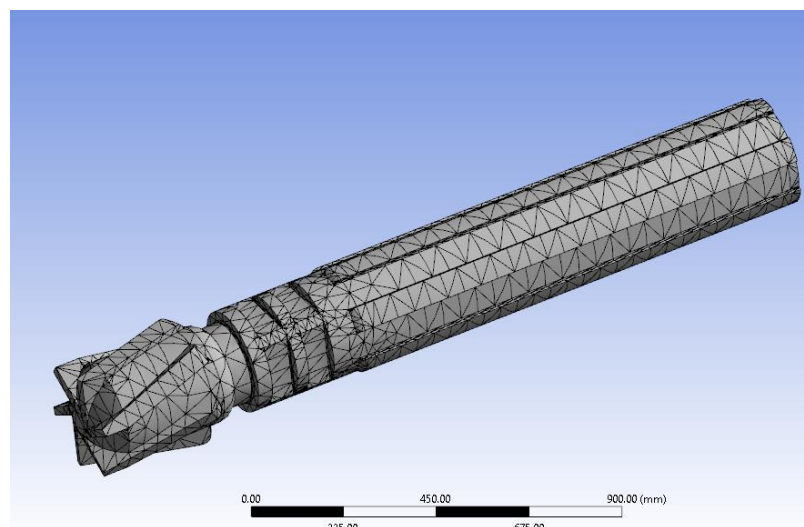


Figura 2.10 Malla base generada para el estabilizador
Fuente: Elaboración propia – ANSYS

Los resultados obtenidos serán mostrados en el siguiente capítulo para su análisis y discusión.

2.5 Modificaciones geométricas a la soldadura de blindaje.

Se realizó la comparación entre 6 geometrías diferentes en la soldadura de blindaje, **Figura 2.11**. Estas geometrías están pensadas en cómo es el contacto con la roca y que ángulos favorecen para apaciguar el desgaste:

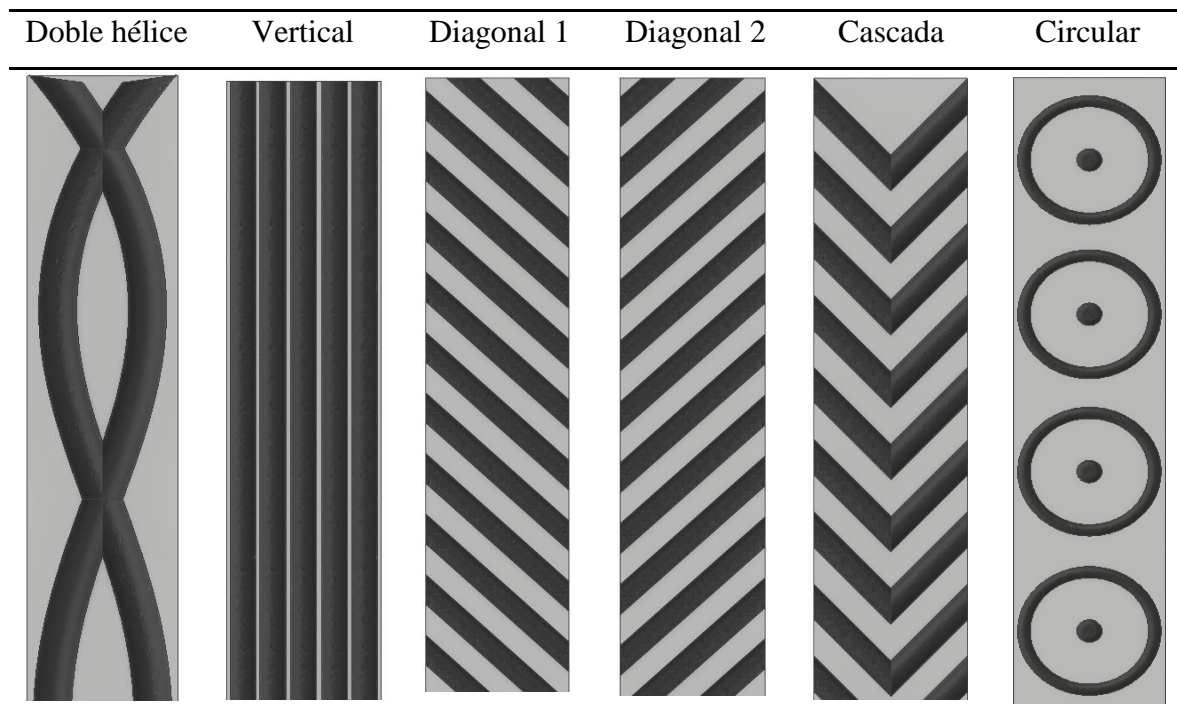


Figura 2.11 Modelos geométricos para la soldadura de blindaje.

Fuente: Elaboración propia

Para todos los modelos, la altura de la soldadura de blindaje es de 7.5 mm sobre el material base (superficie del estabilizador). Por otra parte, para los modelos Diagonales se realizará la variación del ángulo de ataque para su evaluación de desempeño, inicialmente este ángulo será de 45°.

CAPÍTULO III

RESULTADOS

3.1 Caracterización de la roca

Como muestra se utilizó roca del yacimiento minero Casapalca, ubicada a 4400 msnm, la cual presenta un mayor porcentaje de roca Diorita. Para la obtención de las propiedades mecánicas y micromecánicas de las rocas se realizaron pruebas en compresión triaxial y compresión no confinada en laboratorio. Para ello se acondicionó probetas de $\varnothing 55$ x 125 mm para que cumplan con las dimensiones de los equipos a utilizar.

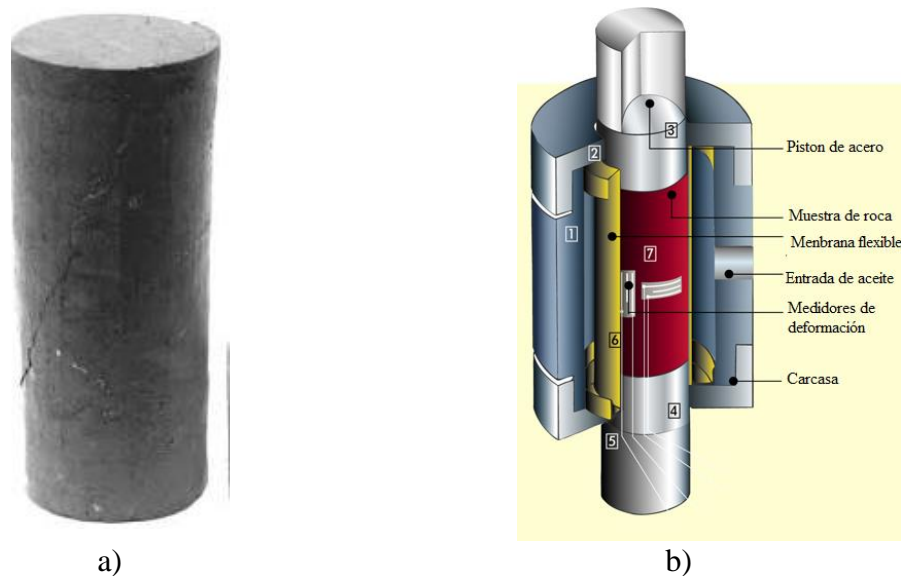


Figura 3.1 Probeta de roca (a), Módulo de la prueba de compresión triaxial (b)
Fuente: Elaboración propia en base a *CountrolGroup* [47]

Las pruebas se realizaron teniendo en consideración la velocidad de compresión dado que este parámetro influenciará en los valores que se obtienen. Se tiene como referencia la norma ASTM D7012 [48] en donde nos indica diámetros de probeta, velocidad de compresión y el procedimiento a seguir según la clasificación de roca del yacimiento. Por ello, se estableció una velocidad de 1mm/s a fin de obtener una carga cuasi estática, de esta forma se respeta la norma anteriormente mencionada y al mismo tiempo se cumple con el modelo elástico perfectamente frágil descrito en la sección anterior.

Se realizaron 22 ensayos en compresión triaxial cuya curva representativa se muestra en la **Figura 3.2**.

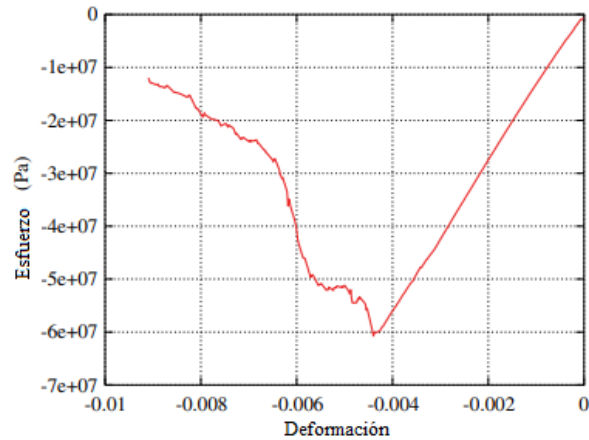
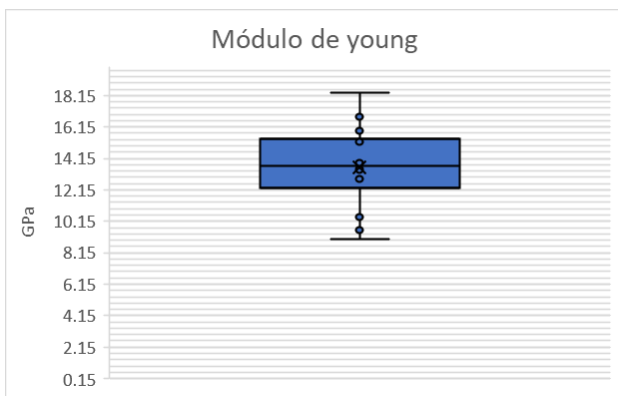
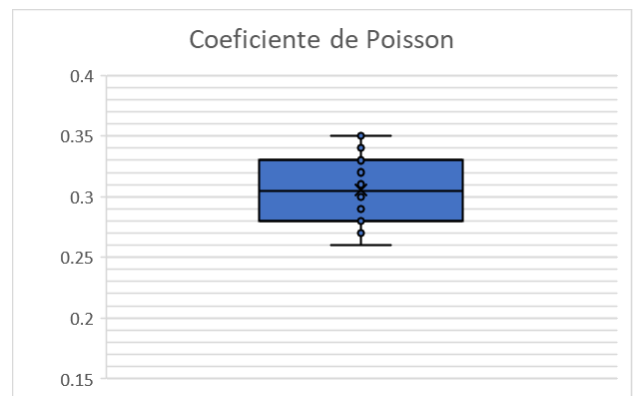


Figura 3.2 Ejemplo de gráfica compresión triaxial
Fuente: Elaboración propia

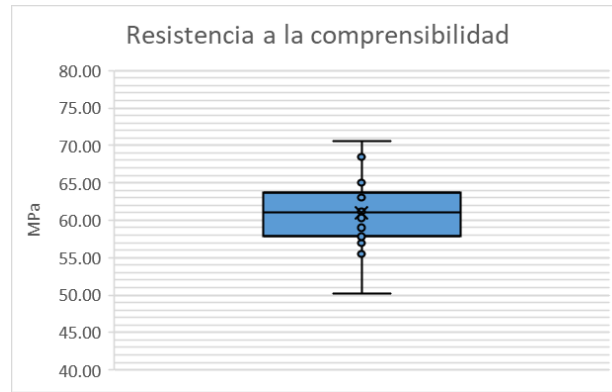
A continuación, se muestran gráficas resumen de los resultados obtenidos a partir de la prueba de compresión triaxial. La **Figura 3.3-a** se evidencia los valores obtenidos para el módulo de Young, este presenta una media de 13.57 GPa con una dispersión del 7.85%. Asimismo, el coeficiente de Poisson medido fue 0.305, se obtuvieron valores máximos atípicos de 0.35 en valor máximo y de 0.273 para valores mínimos, **Figura 3.3-b**. Finalmente, la **Figura 3.3-c** se aprecia los valores calculados para la resistencia de compresibilidad de acuerdo a la norma ASTM D7012, con una media de 60.98 MPa y una desviación de 7.63%.



a)



b)



c)

Figura 3.3 Propiedades mecánicas obtenidas
Fuente: Elaboración propia

A partir de las propiedades mecánicas obtenidas, se determinó las propiedades micromecánicas de acuerdo al modelo establecido para esta investigación, **ecuación 3.1 y 3.2**. Adicionalmente, por medio de los ensayos destructivos de tracción uniaxial y compresión no confinada se pueden obtener los valores para la rigidez normal y tangencial. Asimismo, el coeficiente de amortiguamiento se mide realizando un variación al ensayo de compresión no confinada, tal como lo indica [49], la cual consiste en someter la probeta a vibraciones torsionales forzadas, modificando la frecuencia hasta hallar el punto de resonancia. Sin embargo, dado que nuestro modelo a utilizar considera la roca como un material elástico perfectamente frágil en donde la fractura no da lugar a una cohesión de material y por consecuencia el factor de amortiguamiento tendría que ser 0. Oñate, en su estudio sobre los métodos discretos para resolver problemas de geomecánicas [41], recomienda utilizar un valor mínimo de 0.2 para este modelo ya que existe un fenómeno de absorción de energía durante la fractura la cual será asumida por esta amortiguación aparente.

En la **Figura 3.4** se muestran los valores obtenidos para la rigidez normal y la rigidez tangencial

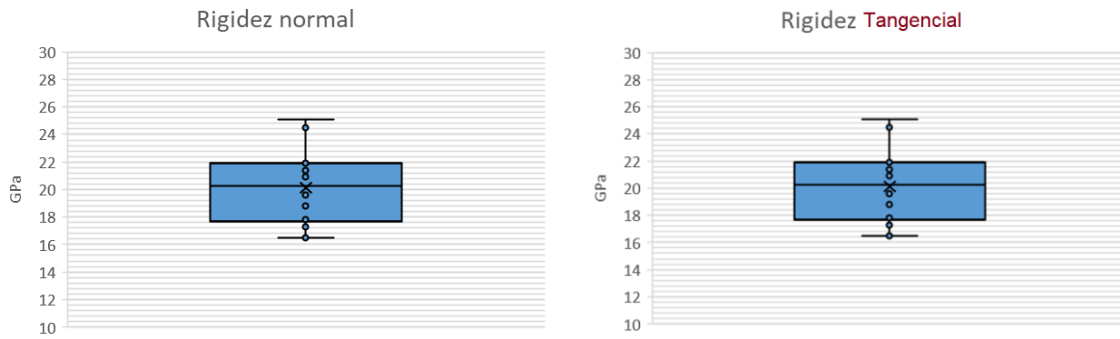


Figura 3.4 Propiedades micromecánicas obtenidas
Fuente: Elaboración propia

Se compararon los resultados obtenidos con los que obtuvieron Oñate, Zárate y Pere Andreu con rocas de formaciones similares a la utilizada en la presente tesis.

Propiedades mecánicas de la geología de la zona de perforación					
Propiedades mecánicas	Oñate	Zárate	Pere A	Valor obtenido	%Error
Módulo de Young (GPa)	14.0	13.8	13.9	13.57	2.37
Relación de Poisson	0.3	0.3	0.3	0.305	-1.67
Resistencia a la compresibilidad (MPa)	60.0	46.0	68.0	60.98	-5.14
Propiedades micromecánicas	Oñate	Zárate	Pere A	Valor obtenido	%Error
Rigidez normal (GPa)	20.0	18.8	22.0	20.12	0.72
Rigidez tangencial (GPa)	20.0	23.5	22.0	20.86	4.46
Coefficiente de amortiguamiento	0.2	-	-	0.2	-

Tabla 3.1 Resultados obtenido de la caracterización de roca.
Fuente: Elaboración propia en base a [41], [40], [46].

Como se aprecia en la **Tabla 3.1** los resultados obtenidos se asemejan a los resultados que se obtuvieron en las investigaciones de Oñate [41], Zárate [40] y Pere [46] A los cuales estudian la caracterización geomecánicas de las rocas características que se encuentran a más de 3500 msnm como es la Diorita. Asimismo, se evidencia que para el modelo elástico perfectamente frágil existe una correlación entre la rigidez normal y tangencial.

Los valores obtenidos se utilizarán para todas las simulaciones realizadas en la presente tesis, como parte de los parámetros de entrada al definir las partículas de roca en el método de elementos discretos.

3.2 Simulación del caso base

En las siguientes secciones se mostrarán los valores obtenidos de ratio de colisiones entre la roca y la soldadura de blindaje, distribución de esfuerzo normal y cortante sobre el estabilizador, deformaciones y zonas de concentración de cargas para el caso base. Los resultados obtenidos se compararon con el estado real de la soldadura de blindaje luego de una perforación piloto con las características de perforación descritas en la **Tabla 2.2**.

La simulación cuenta con una duración de 20 segundos y profundidad de perforación es de aproximadamente dos metros, ello se estableció a fin de cubrir toda la superficie del estabilizador, **Figura 3.5**.

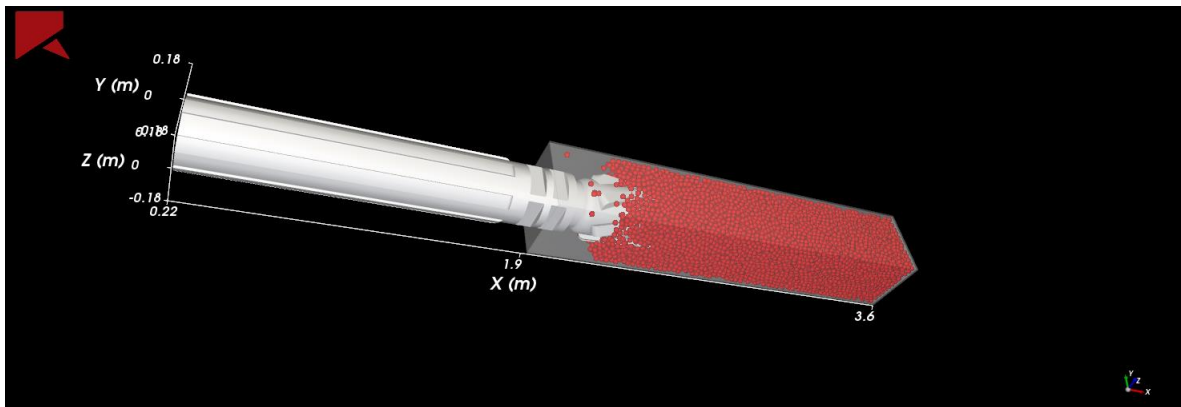


Figura 3.5 Entorno simulación Rocky DEM
Fuente: Elaboración propia – Rocky DEM

3.2.1 Potencia

La empresa Tumi raise Boring maneja una gama de modelos de perforadoras las cuales entre ellas el modelo SBM 400 SR la cuál será tomado para el análisis computacional que se realizará en la presente tesis. El modelo mencionado, según su ficha técnica [44], presenta una potencia nominal de 500 HP. Por ello se realizó un análisis preliminar para calibración de la simulación. Se realizó corridas en los programas de análisis a fin de obtener la potencia con la que se está realizando la perforación. Para el caso base, se obtuvo una media de 504 HP, como se muestra en la **Figura 3.6**, lo cual indica una correcta calibración de los parámetros de ingreso en el programa.

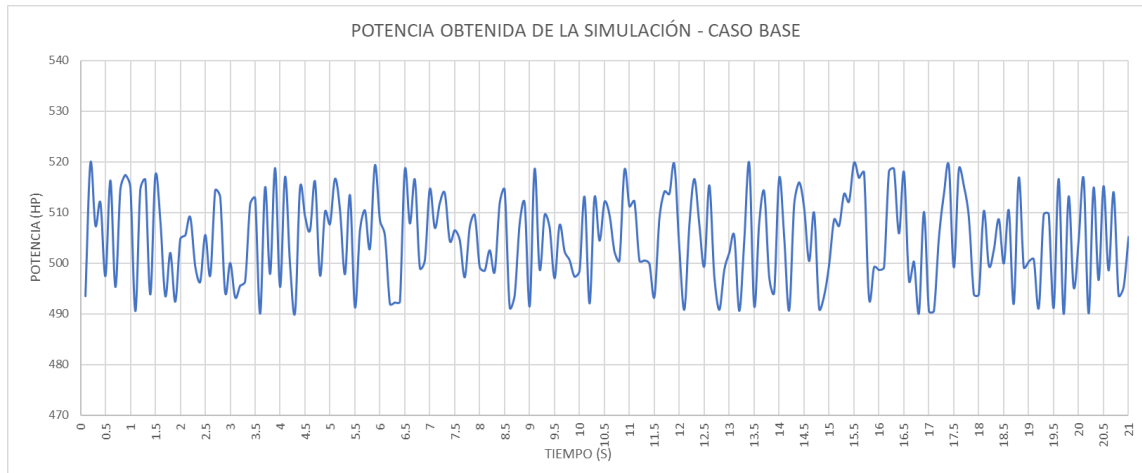


Figura 3.6 Potencia obtenida de la simulación – Caso base
Fuente: Elaboración propia

La potencia media obtenida será valor de referencia para dos indicadores en el proceso de análisis. El primero, para corroborar un correcto ingreso de parámetros, ya que este valor se puede obtener en la primera parte del proceso, análisis por elementos discretos, y de esta manera ahorrar costos computacionales y tiempo en una simulación. En segundo lugar, como indicador de eficiencia, ya que, al optimizar la soldadura de blindaje, la energía disipada en las paredes del tubo de perforación disminuirá.

3.2.2 Distribución de esfuerzo tangencial

La distribución de esfuerzo obtenida para el caso base muestra una no uniformidad en la superficie de la soldadura de blindaje, esta no uniformidad provoca que el componente se desgaste de manera irregular ocasionando fallas prematuras.

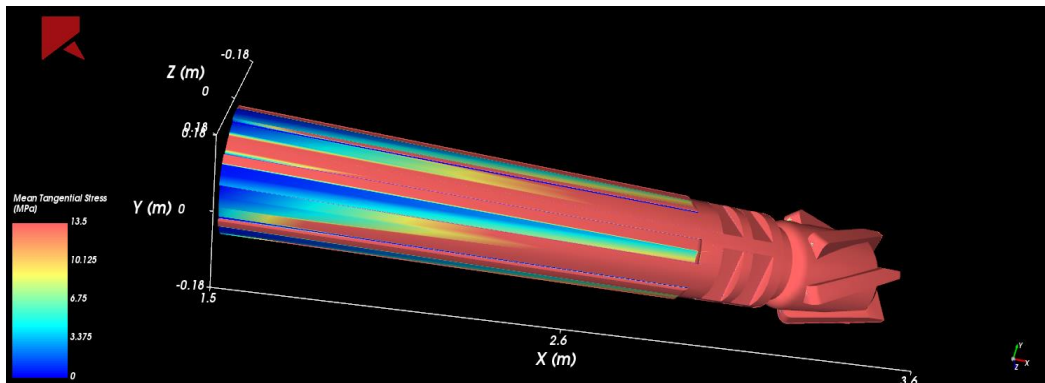


Figura 3.7 Distribución de esfuerzo tangencial – Caso base
Fuente: Elaboración propia

Como se evidencia en la **Figura 3.7**; Error! No se encuentra el origen de la referencia. La zona que presenta valores más altos de esfuerzo se encuentra en la parte inicial de la estructura, esto se debe a que los detritos desprendido por la broca inicialmente contienen una elevada energía cinética la cual al impactar con el estabilizador ocasiona que dicha zona sea más afectada. Esto se evidencia también en el estado real de los estabilizadores y su soldadura de blindaje al terminar una perforación piloto ya que de los tres estabilizadores que usualmente se instalan en una columna de perforación, ello depende de la profundidad a perforar, el primero es el que presenta mayor desgaste y muchas veces fisuras. Por ello, se recomienda realizar la trazabilidad de dichos componentes a fin de ejecutar una rotación en las posiciones y evitar que el mismo estabilizador se encuentre dos veces en la misma posición.

Por otra parte, se da por válido la distribución de esfuerzos obtenidas de la simulación del caso base por su coherencia con el estado de los estabilizadores luego de una perforación piloto real, **Figura 3.8**.



Figura 3.8 Desgaste en tubería de perforación
Fuente: Elaboración propia

3.2.3 Distribución del esfuerzo normal

De la misma manera que la distribución del esfuerzo tangencial, se procedió a analizar la distribución del esfuerzo normal sobre toda la superficie del estabilizador la cual de manera gráfica se muestra en la **Figura 3.9**.

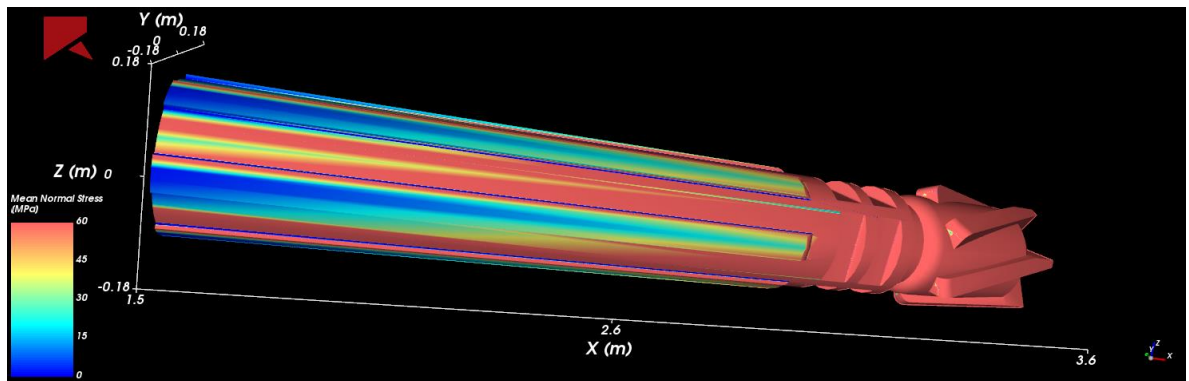


Figura 3.9 Distribución del esfuerzo normal – Caso base
Fuente: Elaboración propia – Rocky DEM

Como se evidencia, la distribución normal tiene el mismo comportamiento que la distribución tangencial; sin embargo, la presente distribución presenta valores más altos.

Si bien la distribución normal como tangencial podrían explicarse por las proyecciones de los detritos, la consecuencia deducida a partir de la **Ecuación 2.15** es efectivamente el desgaste producido principalmente al inicio de las zonas de la soldadura de blindaje.

3.2.4 Zonas críticas para el desgaste

Dado que la simulación realizada es tipo dinámica estructural, lo que indica que varía en función del tiempo, es conveniente para el análisis y la optimización de la soldadura de blindaje establecer puntos de comparación entre los distintos modelos. Por ello, se nombró cada costilla del estabilizador a fin de analizar en cuál de ellas se produce la mayor concentración de esfuerzos y en qué momento, **Figura 3.10**

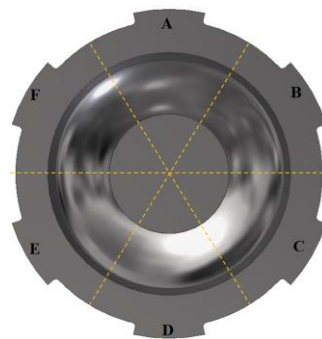


Figura 3.10 Costillas del estabilizador
Fuente: Elaboración propia

Para el caso base, los esfuerzos normales adquieren su punto más alto en el segundo 19, a partir de ese momento se los esfuerzos no varían significativamente.

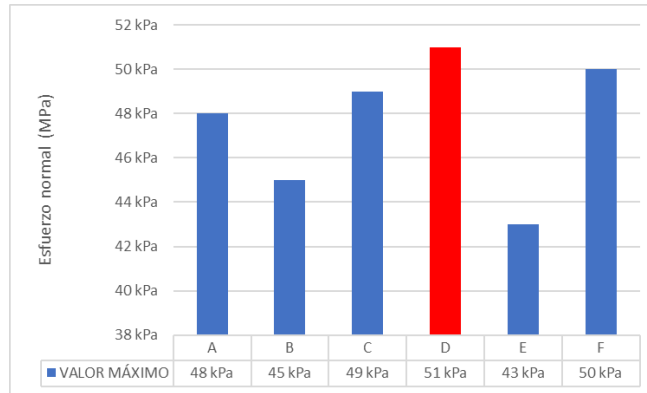


Figura 3.11 Esfuerzo normal máximo en cada costilla
Fuente: Elaboración propia

Como se aprecia en la **Figura 3.11**; Error! No se encuentra el origen de la referencia. e l mayor esfuerzo normal se presenta en la costilla D, la distribución de esfuerzos sobre esta costilla se obtuvo mediante el análisis de elementos finitos, la gráfica se muestra en la **Figura 3.12**.

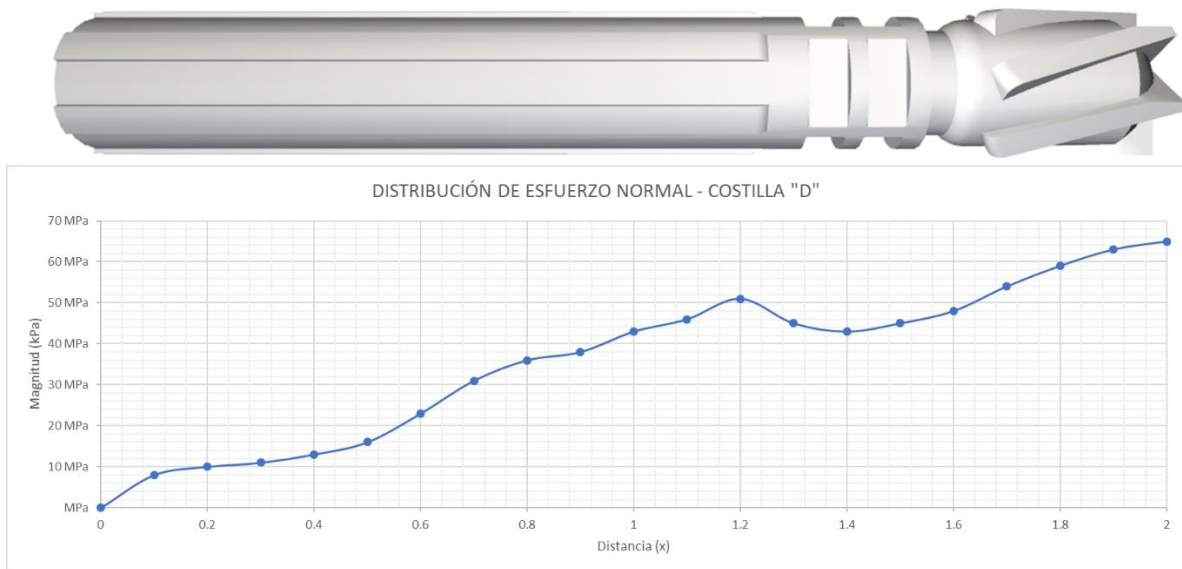


Figura 3.12 Distribución de esfuerzo sobre la costilla D
Fuente: Elaboración propia

3.3 Modificación de la geometría de la soldadura de blindaje

Como se mencionó en la Sección 3.5, se procedió a modificar la geometría de la soldadura de blindaje a fin de analizar su comportamiento frente a un escenario de perforación piloto en las mismas condiciones que fue simulado el caso base.

Las variaciones geométricas se encuentran en la **Figura 2.11**, se nombró como caso I, II, III, IV y V a los modelos Vertical, Diagonal 1, Diagonal 2, Cascada y Circular respectivamente. Adicionalmente, para los casos II y III se realizará variaciones en el ángulo de inclinación desde 30° a 60° .

- a) Caso I: el modelo vertical consta de cordones de soldadura de blindaje de 5 mm de radio sobre las costillas del estabilizador. En total encajan 5 cordones de soldadura por costilla con una separación de 11.5 mm entre centros. El modelo se busca direccionar los detritos hacia la superficie de la perforación a fin de reducir los impactos en dirección normal a la superficie. La soldadura de blindaje para este modelo cubre un mayor porcentaje de superficie en comparación con los otros.
- b) Caso II – III: los modelos diagonales cuentan con cordones de soldadura orientados en ángulos de inclinación desde 40° a 60° y con un radio de 5 mm. El modelo se basa en la optimización de los impactos de los detritos dependiendo el sentido de rotación del estabilizador. Ello implica un comportamiento particular de los cordones de soldadura para una perforación en sentido horario y anti horario.
- c) Caso IV: el modelo cascada contiene cordones de soldadura de 5 mm de radio en forma de “v”. Se basa en unificación de los casos II y III, además de facilitar en el desprendimiento de roca en las paredes de la perforación debido a forma. Su geometría sugiere una aceleración en la perforación.
- d) Caso V: el modelo circular busca suavizar los impactos de los detritos con los cordones de la soldadura de blindaje. Consta de circunferencia de 56 mm de

diámetro exterior con cordones de soldadura de 2.5 mm de radio y con un punto de soldadura al centro.

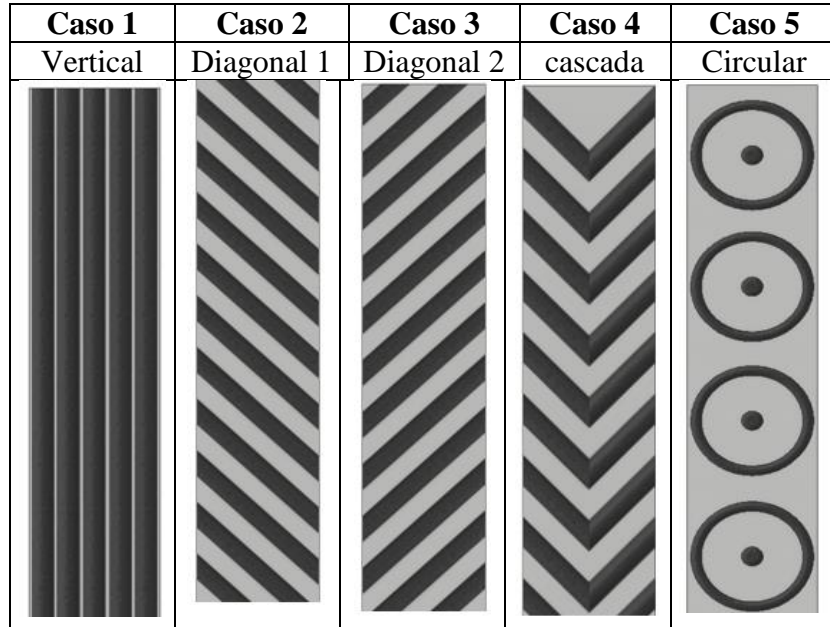


Tabla 3.2 Modificaciones geométricas de los cordones de soldadura

Fuente: Elaboración propia

Los esfuerzos obtenidos para cada caso se resumen en la **Tabla 3.3**, se evidencia que el mayor valor para el esfuerzo normal se obtiene en el caso III en la costilla D, mientras que el menor valor se obtiene en el CASO II. Ello se debe a que en todos los casos el sentido de perforación fue horario. Por otra parte, el caso IV estabiliza sus esfuerzos en 17.5 segundos mientras que los demás lo hacen cerca a los 19 segundos.

	Segundo	Costilla	Esfuerzo normal máximo
CASO I	19.0 s	A	45 MPa
CASO II *	18.0 s	D	39 MPa
CASO III *	19.0 s	D	48 MPa
CASO IV	17.5 s	C	39 MPa
CASO V	19.0 s	F	52 MPa

Tabla 3.3 Esfuerzo normal máximo para cada modelo geométrico

Fuente: Elaboración propia

Los valores de los esfuerzos normales a lo largo de la superficie de la costilla crítica obtenida por la simulación se muestran en la **Tabla 3.4**

Posición (m)	Esfuerzo normal (MPa)					
	BASE	CASO I	CASO II *	CASO III *	CASO IV	CASO V
0	0 MPa	0 MPa	0 MPa	0 MPa	0 MPa	0 MPa
0.1	8 MPa	5 MPa	1 MPa	25 MPa	20 MPa	16 MPa
0.2	10 MPa	10 MPa	2 MPa	22 MPa	31 MPa	32 MPa
0.3	11 MPa	10 MPa	5 MPa	35 MPa	30 MPa	16 MPa
0.4	13 MPa	8 MPa	6 MPa	36 MPa	31 MPa	29 MPa
0.5	16 MPa	12 MPa	8 MPa	42 MPa	29 MPa	32 MPa
0.6	23 MPa	13 MPa	18 MPa	38 MPa	31 MPa	18 MPa
0.7	31 MPa	16 MPa	23 MPa	36 MPa	33 MPa	26 MPa
0.8	36 MPa	21 MPa	23 MPa	42 MPa	33 MPa	36 MPa
0.9	38 MPa	32 MPa	32 MPa	44 MPa	31 MPa	24 MPa
1	43 MPa	40 MPa	36 MPa	40 MPa	31 MPa	32 MPa
1.1	46 MPa	42 MPa	38 MPa	46 MPa	33 MPa	48 MPa
1.2	51 MPa	45 MPa	39 MPa	48 MPa	39 MPa	52 MPa
1.3	45 MPa	43 MPa	40 MPa	42 MPa	30 MPa	43 MPa
1.4	43 MPa	45 MPa	42 MPa	40 MPa	27 MPa	40 MPa
1.5	45 MPa	48 MPa	46 MPa	46 MPa	31 MPa	45 MPa
1.6	48 MPa	54 MPa	56 MPa	58 MPa	50 MPa	62 MPa
1.7	54 MPa	59 MPa	61 MPa	65 MPa	55 MPa	65 MPa
1.8	59 MPa	62 MPa	62 MPa	62 MPa	54 MPa	70 MPa
1.9	63 MPa	60 MPa	63 MPa	65 MPa	57 MPa	66 MPa
2	65 MPa	60 MPa	62 MPa	64 MPa	58 MPa	64 MPa

Tabla 3.4 Valores de esfuerzo normales en costilla crítica para cada caso
Fuente: Elaboración propia²

² *Se muestran los valores para un ángulo de inclinación de 45°

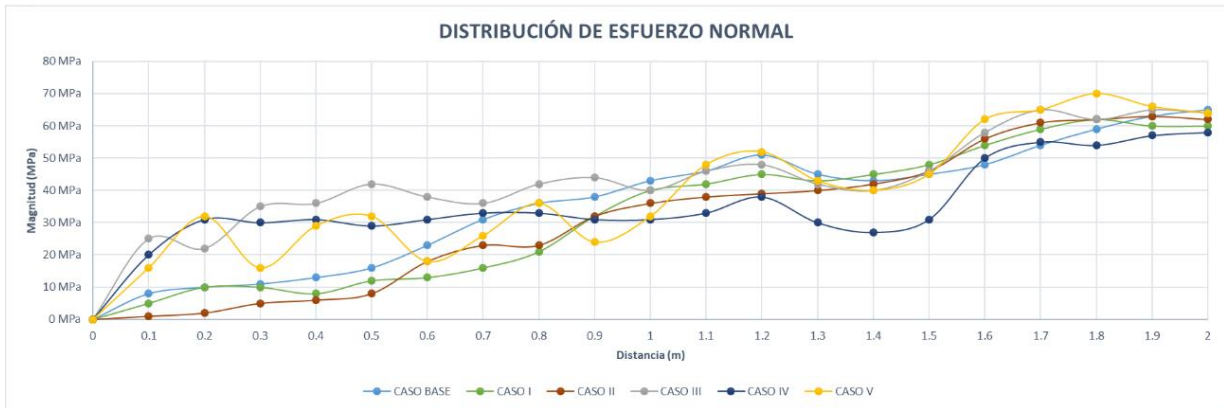
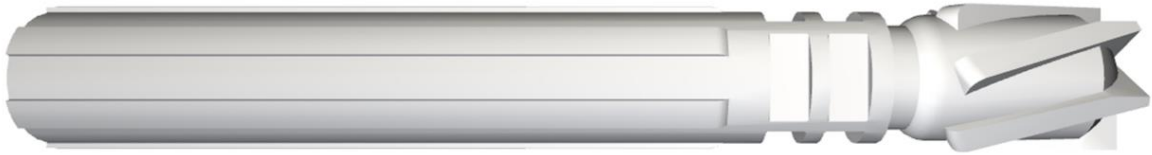


Figura 3.13 Distribución de esfuerzo normal para cada caso
Fuente: Elaboración propia

En la gráfica de las distribuciones de esfuerzo obtenidas para cada caso, **Figura 3.13**, se observa que el caso IV presenta mayor homogeneidad en la zona de la soldadura de blindaje; mientras que el caso V presenta una distribución oscilante. Asimismo, la parte inicial de las soldaduras de blindaje son las zonas más críticas en todos los casos.

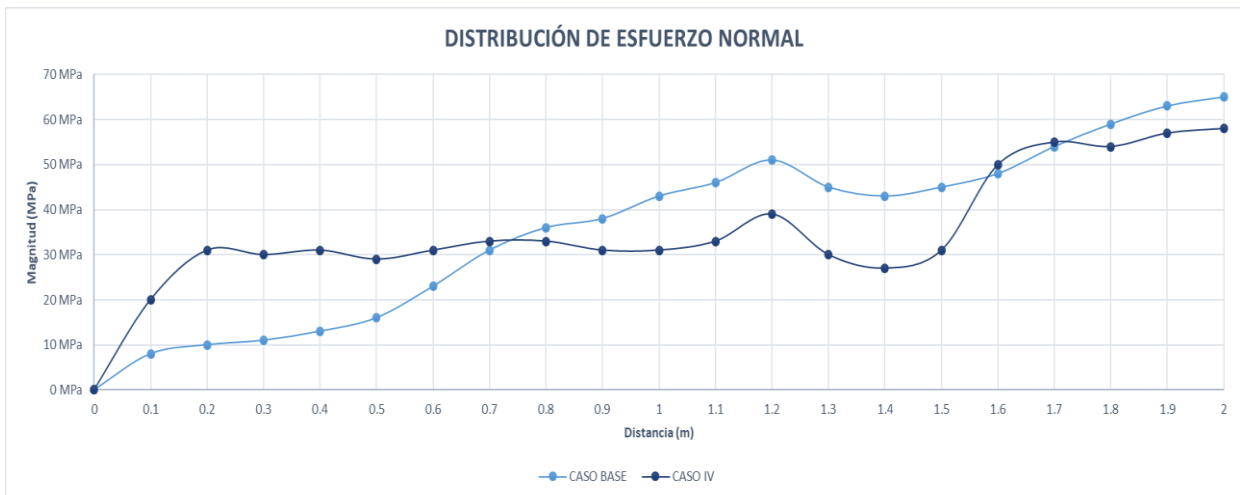


Figura 3.14 Comparación del caso base con el caso IV
Fuente: elaboración propia

Si bien, el caso IV presenta en promedio esfuerzos normales mayores al del caso base, **Figura 3.14**, su distribución implica la anulación de zonas con mayor probabilidad a sufrir

desgaste prematuro. De acuerdo a la **Ecuación 3.15** el desgaste que sufre el estabilizador con la soldadura de blindaje actual se acentúa en la parte inicial de las costillas, mientras que el desgaste que sufrirá con el modelo propuesto será homogéneo en la superficie.

Por otra parte, la aplicación del modelo de cascada propuesto requiere un nivel de soldadura elevado dado la complejidad del patrón su la proximidad de los cordones de soldadura. Adicionalmente, el modelo propuesto optimiza el avance de perforación y brinda un mayor aprovechamiento a la unidad dado que la potencia consumida durante la perforación fue en promedio de 475 HP, **Figura 3.15**Figura 3.15, 25 HP menos de lo que se consume actualmente.

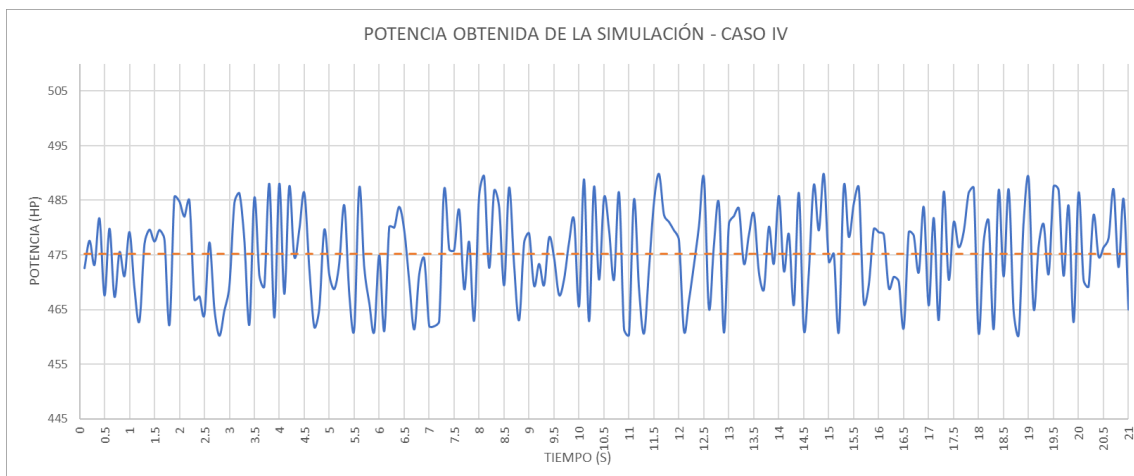


Figura 3.15 Potencia durante la simulación del caso IV
Fuente: Elaboración propia

CONCLUSIONES

1. Las propiedades mecánicas de la geología de la zona de perforación se obtuvieron por medio de ensayos destructivos de compresión triaxial y compresión no confinada a probetas de rocas acondicionadas. Los valores obtenidos para las propiedades mecánicas fueron: Módulo de Young: 13.57 GPa; Relación de Poisson: 0.305; Resistencia a la compresibilidad: 60.98 MPa. Las propiedades micromecánicas obtenidas fueron de 20.12 y 20.86 GPa para la rigidez normal y tangencial respectivamente. Se obtuvo un error menor al 5% en comparación con valores obtenidos Oñate [41], Zárata [46], y Pere [40]. Con estos valores se logró caracterizar las partículas de roca dentro del software Rocky DEM
2. Por medio del acople de la simulación DEM-FEM se obtuvo una interacción roca – estructura que fue calibrada por medio de comparativa con estados reales de la estructura luego de una perforación piloto. Ello permitió validar la simulación base y extenderla a las simulaciones con geometría de soldadura de blindaje modificada.
3. La distribución de esfuerzo obtenido para cada modelo analizado fue particular. Para el Caso I se obtuvo una distribución muy similar a la del caso base, con un valor máximo de 45MPa, pero irregular en la superficie de la soldadura de blindaje. Los casos II y III obtuvieron distribuciones opuestas, la primera presenta valores bajos de esfuerzo normal con un máximo de 39 MPa, mientras que el caso III contempla un máximo de 48 MPa, esta diferencia en el comportamiento se debe al sentido de giro de la perforación. Por otra parte, el caso IV presenta una distribución cuasi homogénea sobre la soldadura de blindaje con un pico de 39MPa. Por último, el modelo circular presenta una distribución oscilante lo cual provoca zonas vulnerables al desgaste y posibles fallas por ruptura.
4. De acuerdo al análisis ejecutado en la presente tesis, la geometría para la soldadura de blindaje más adecuada a las condiciones dadas es la configuración en cascada, la cual

brinda una distribución de esfuerzos homogénea sobre los cordones de soldadura y adicionalmente optimiza el consumo de energía durante la perforación pues requiere 475 HP para realizar la perforación, 25 Hp menos de lo que requiere el equipo con la configuración instalada actualmente.

REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] BCRP, «Perú in figures,» LIMA - PERÚ, 2018.
- [2] H. Hartman, SME Mining Engineering, Colorado: Society for Mining, Metallurgy and Exploration, 1992.
- [3] J. H. Bulloch y J. L. Henderson, «Some consideration of wear and hardfacing materials,» *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, vol. vol 46, pp. pp. 251-267, 1990.
- [4] G. R. Pradeep, A. Ramesh y B. Durga Prasad, «A review paper on harfacing procesess and materials,» *International Journal of Engineering Science and Technology*, vol. Vol 2(11), pp. pp. 6507 - 6510, 2010.
- [5] M. Reis, «ROCKY AND ANSYS MECHANICAL COUPLING (DEM-FEM),» En línea. [En línea]. Available: <https://www.ansys.com/about-ansys/partner-ecosystem/software-partners/esss-rocky>. [Último acceso: 7 Mayo 2019].
- [6] P. Fuentes, «Análisis del desgaste en componentes de cargadores frontales, mediante modelos basados en elementos finitos,» *Revista chilena de ingeniería*, pp. pp. 612-621, 2018.
- [7] H. Monsalvaje, D. Mena y J. Giraldo, «Efecto del amperaje en las propiedades de recubrimientos duros resistentes a la abrasión aplicados por soldadura,» *Dyna*, vol. 71, nº 144, pp. 151-163, 2004.
- [8] A. Noriega, Resistencia al desgaste abrasivo de recargues duros fabricados con electrodos con 5% de FeTi y contenido variable de FeV, Lima: PUCP, 2013.
- [9] k. Shimizu, T. Noguchi y H. Seitoh, «FEM analysis of erosive wear,» *WEAR*, pp. pp. 779-784, 2001.
- [10] G. Deli, S. Lianzhong y L. Jihong, «Prediction of casing wear in extended-reach drilling,» *China University of Petroleum*, pp. pp. 494 - 501, 2010.

- [11] M. Sousani, «Predicting Drill Wear using the Discrete Element Method,» 13 Junio 2017. [En línea]. Available: <https://www.edemsimulation.com/blog/predicting-drill-wear-using-discrete-element-method/>. [Último acceso: 15 de Abril del 2019].
- [12] E. Oñate y C. Labra, «Avances en el desarrollo de los métodos de elementos discretos y elementos finitos para el análisis de problemas de fractur,» *Anales de mecanica de la fractura*, pp. pp. 27-34, 2005.
- [13] I. Fabian, Interviewee, *Costos operativos del Raise Boring*. [Entrevista]. 25 Abril 2019.
- [14] L. Zhiqiang, «Key technologies of drilling process with raise boring method,» *Journal of rock mechanics and geotechnical engineering*, vol. 7, pp. 385-394, 2015.
- [15] Herrenknecht, «Raise Boring Rig (RBR),» 16 Julio 2015. [En línea]. Available: <https://www.herrenknecht.com/en/products/productdetail/raise-boring-rig-rbr/>. [Último acceso: 2019 Abril 20].
- [16] J. Larsen-Basse, «Wear of hard-metals in rock drilling: a survey of the literature,» *Powder Metallurgy*, vol. 16, n° 3, pp. 1-32, 1973.
- [17] P. Agudelo, Estudio de desgaste de recubrimientos duros en una herramienta de arado tipo cincel, Medellín: Universidad Nacional de Colombia, 2013.
- [18] Postle Industries, «Cuarepoti,» Diciembre 2018. [En línea]. Available: <http://www.cuarepoti.com.ar/web-es/aplicaciones-10.html>. [Último acceso: 16 Junio 2019].
- [19] D. Kotecki y J. Ogborn, «Abrasion resistance of iron-based hardfacing alloys,» de *Welding Research Supplement*, *Welding Journal*, 1995, pp. pp. 269-278.
- [20] T. Kayaba, K. Kato y Y. Nagasawa, «Abrasive wear in stick-slip motion,» *Wear of Material*, pp. 439-446, 1981.
- [21] M. Moore, «The abrasive wear resistance of surface coatings,» *Journal of Agricultural Engineering Research*, vol. 20, n° 02, pp. 167-179, 1975.
- [22] M. F. Buchely, J. C. Gutierrez, L. M. Leon y A. Toro, «The effect of microstructure on abrasive wear of hardfacing alloys,» *Wear*, vol. 259, n° 6, pp. 52-61, 2005.

- [23] V. Balasubramanian, R. Varahamoorthy, C. S. Ramachandran y C. Muralidharan, «Selection of welding process for hardfacing on carbon steels based on quantitative and qualitative factors,» *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 40, n° 9, pp. 9-10, 2008.
- [24] TECSUP, «Metalurgia de la soldadura,» TECSUP, Lima, 2015.
- [25] C. Okechukwu, O. A. Dahunsi, P. K. Oke, I. O. Oladele y M. Dauda, «Review on hardfacing as method of improving the service life of critical components subjected to wear service,» *Nigerian Journal of Technology*, vol. 36, n° 4, pp. 1095-1103, 2017.
- [26] R. Prassama, Friction and wear behaviour of cenosphere dispersed aluminium matrix composite fabricated by powder metallurgy route, Rourkela-India: National Institute Technology, 2015.
- [27] ROGTEC - Russian Oil and Gas Technologies, «Predicting and Preventing Drill String Fatigue Failure,» 24 Abril 2018. [En línea]. Available: <https://rogtecmagazine.com/ssc-predicting-and-preventing-drill-string-fatigue-failure/>. [Último acceso: 20 Junio 2019].
- [28] M. M. Kruschov, «Wear,» *Wear*, vol. 28, pp. 69-88, 1974.
- [29] J. W. Liou, L. H. Chen, T. S. Lui y J. Mater, «The concept of effective hardness in the abrasion of coarse two-phase materials with hard second-phase particles,» *Journal of Materials Science*, vol. 30, n° 1, pp. 258-262, 1995.
- [30] E. Rabinowicz, Friction and Wear of Materials, New York: Wiley, 1965.
- [31] R. Colaço, «A model for the abrasive wear of metallic matrix particle-reinforced materials,» *Wear*, vol. 254, n° 8, pp. 625-634, 2003.
- [32] EDEM Simulation, «What is DEM – An Introduction to the Discrete Element Method,» 6 Junio 2016. [En línea]. Available: <https://www.edemsimulation.com/webinar/dem-introduction-discrete-element-method/>. [Último acceso: 20 Junio 2019].
- [33] N. S. Weerasekara, M. S. Powell, P. W. Cleary, L. M. Tavares, M. Evertsson y R. D. Morrison, «The Contribution of DEM to the Science of,» *Powder Technology*, vol. 248, pp. 3-24, 2013.

- [34] D. Iliescu, D. Gehin, I. Iordanoff, F. Girot y M. E. Gutiérrez, «A discrete element method for the simulation of CFRP cutting,» *Composites Science and Technology*, vol. 70, pp. 73-80, 2010.
- [35] P. Rizkalla y R. Bharadwaj, «BREAKAGE MODELLING IN ROCKY DEM,» 2015.
- [36] L. Vogel y W. Vogel, «From single particle impact behavior to modelling of,» *Chem. Eng. Sci.*, vol. 60, n° 18, pp. 5164-5176, 2005.
- [37] N. Jiménez-Herrera, G. Barrios y L. M. Tavares, «Comparison of breakage models in DEM in simulating impact on particle beds,» *Advanced Powder Technology*, vol. 29, n° 3, pp. 692-706, 2018.
- [38] F. Enciso, *Procedimiento para el análisis dinámico de estructuras usando el método de elementos finitos*, Lima: Pontificia Universidad Católica del Perú, 2014.
- [39] R. Hernández Sampieri, *Metodología de la investigación*, México DF: McGraw-Hill, 2014.
- [40] E. Oñate, F. Zárata y J. Miquiel, «A local constitutive model for discrete element method. Application to geomaterial and concrete.,» *Computational particle mechanics*, vol. 2, n° 2, pp. 139-160, 2015.
- [41] E. Oñate y J. Rojek, «Combination of discrete element and finite element methods for dynamics analysis of geomechanics problems,» *Computer methods in applied mechanics and engineering*, vol. 193, pp. 3087-3128, 2004.
- [42] Indura, «Manual de sistemas y materiales de soldadura,» Indura, Lima, 2010.
- [43] Tumi Contratistas Mineros SAC, «Brouchure Tumi Raise Boring,» 1 Enero 2015. [En línea]. Available: <https://www.tumiraiseboring.com/images/brochure-es.pdf>. [Último acceso: 25 Enero 2019].
- [44] Tumi Contratistas mineros SAC, «SBM 400 SR,» 1 Julio 2018. [En línea]. Available: <http://www.tumiraiseboring.com/images/brochure-es.pdf>. [Último acceso: 2019 Enero 20].
- [45] M. Arroyo, «Optimización de la eficiencia energética en un molino semi-autógeno mediante el diseño de revestimiento utilizando simulación de elementos discretos,»

Tesis de grado Ingeniería mecánica, Universidad de Ingeniería y Tecnología (UTEC), Lima, 2018.

- [46] A. Pere, F. Arrufat, L. Ring, R. Gandikota, F. Zárate y E. Oñate, «Application of enhanced discrete method to oil and gas drilling processes,» *Computational particle mechanics*, vol. 3, pp. 29-41, 2016.
- [47] Controls Group, «Hoek cells and sample extruder,» 23 Julio 2015. [En línea]. Available: <https://www.controls-group.com/spa/meceaacutenica-de-rocas-testing-equipment/hoek-cells-and-sample-extruder.php>. [Último acceso: 10 Septiembre 2019].
- [48] ASTM D7012-14e1, «Standard Test Methods for Compressive Strength and Elastic Moduli of Intact Rock Core Specimens under Varying States of Stress and Temperatures,» ASTM International, West Conshohocken, 2014.
- [49] E. Hook, «Rock mass Properties,» de *Practical rock engineering*, Vancouver, British Columbia, 2015, pp. 190-237.