

Aspectos Geomecánicos para Predecir Arenamiento en Pozos de Hidrocarburos: Descripción y Selección de un Modelo Analítico de Predicción de Arenamiento en un Campo Petrolero

Otto José Chacón Soracá

Trabajo de Grado para Optar al Título de Ingeniero de Petróleos

Director

Zuly Himelda Calderón Carrillo

Ph.D. en Ingeniería Química

Codirector

Reinel Corzo Rueda

M.Sc. en Ingeniería de Hidrocarburos

Codirector

Sergio Andrés Ardila Ardila

Ingeniero de Petróleos

Universidad Industrial de Santander

Facultad de Ingenierías Físicoquímicas

Escuela de Ingeniería de Petróleos

Ingeniería de Petróleos

Bucaramanga

2025

Dedicatoria

Este trabajo de investigación y mi carrera universitaria están dedicados a todo aquel que ha dedicado una parte de su vida a la ciencia, a la tecnología y al desarrollo de la humanidad, desde las civilizaciones de Babilonia, Egipto, Grecia, Roma hasta Galileo, Newton, los científicos del siglo XX y todo aquel que hoy en día trabaja por transformar el mundo y colaborar en la búsqueda incesante de un mejor mañana.

A mis padres, Francisco y Ana, por ser los mejores padres que pude desear, por apoyarme desde principio a fin en todos los ámbitos, por respetarme, entenderme y aconsejarme en aquellos momentos en los que más los necesité.

A mis hermanos, Antony y Frank, por acompañarme en mi vida y mis ideas, y por motivarme y ayudarme a ser cada día mejor.

A mi tía Misolinda por estar siempre al pendiente de mí con sus oraciones y buenos deseos.

Al maravilloso grupo de amigos que la Universidad me dio y con los que compartí tantos momentos que hicieron mucho más amena la experiencia de la vida universitaria y que hoy en día considero familia: Sergio, Daniel, Sharon, Henry y Marlon. Espero que todos cumplamos nuestros más grandes sueños, y que podamos celebrarlos juntos.

Al Capítulo Estudiantil SPE UIS por permitirme vivir tantas experiencias y conocer excelentes personas y profesionales, y por ayudarme a ser un mejor ingeniero.

Y a Dios, por todos aquellos momentos que no alcancé a comprender, pero que sé que ayudaron a dirigir mi vida hacia el mejor camino.

Agradecimientos

Agradezco a la Universidad Industrial de Santander por otorgarme un espacio de educación, conocimiento, competencia y relacionamiento para cumplir mis objetivos personales y académicos, y por permitirme convertirme en un profesional competente e íntegro.

Al Grupo de Investigación por darme la confianza para desarrollar este trabajo de investigación bajo su nombre, y por otorgarme las herramientas y la guía para que este trabajo fuera exitoso.

A la doctora Zuly Calderón, que más allá de ser mi directora de tesis y de apoyarme en el desarrollo de esta, fue una gran inspiración durante el fin de mi carrera por su gran labor docente y científica.

A mis codirectores, los ingenieros Reinel Corzo y Sergio Ardila, por haber confiado en mí para desarrollar este trabajo, y por haberme guiado y aconsejado para que este se pudiera llevar a cabo de manera exitosa.

A Dios por otorgarme el entendimiento y la perseverancia necesaria para cumplir con esta labor.

Tabla De Contenido

Introducción	14
1. Objetivos	15
1.1 Objetivo General	15
1.2 Objetivos Específicos	15
2. Generalidades de la Geomecánica.....	16
2.1 Esfuerzos	17
2.1.1 Esfuerzos Principales	18
2.1.2 Esfuerzos In Situ	18
2.1.3 Esfuerzo Efectivo	19
2.2 Círculo de Mohr	20
2.3 Deformaciones	23
2.4 Propiedades Elásticas	24
2.5 Pruebas Experimentales	25
2.5.1 Prueba de Compresión Uniaxial.....	26
2.5.2 Prueba de Compresión Triaxial	27
2.5.3 Thick-Walled Cylinder Test.....	28
3. Parámetros que definen el arenamiento	29
3.1 Esfuerzos in situ	34
3.2 Cohesión.....	40
3.3 Ángulo de Fricción Interna	44
3.4 Presión de poro.....	47
3.5 Propiedades Mecánicas	49
3.5.1 Módulos Elásticos	49
3.5.2 Propiedades de Resistencia	52
3.5.2.1 UCS o Uniaxial Compressive Strength.....	53
3.5.2.2 HC O Hollow Cylinder	56
3.5.2.3 TWC o Thick Wall Cylinder	58
3.6 Parámetros Geométricos	59
3.7 Consideraciones Generales	66

4. Modelos y Criterios de Falla para Estudiar Arenamiento	69
4.1 Criterios de falla y Soluciones Analíticas	71
4.1.1 Resolución de esfuerzos en la cavidad.....	73
4.1.2 Criterio Mohr-Coulomb	76
4.1.2.1 Variación de Mogi-Coulomb.....	82
4.1.3 Criterio Drucker-Prager.....	86
4.1.3.1 Variación de Von Mises.....	87
4.1.4 Criterio Hoek-Brown.....	89
4.2 Soluciones Numéricas.....	94
5. Metodología CAN.....	103
5.1 Descripción del método.....	103
5.2 Método analítico.....	105
5.3 Método numérico	106
5.3.1 Primera etapa: modelo del material.....	106
5.3.1.1 Configuración del material.....	107
5.3.1.2 Geometría del modelo.	108
5.3.1.3 Condiciones de carga y pasos de simulación.	109
5.3.1.4 Resultados.	110
5.3.2 Segunda etapa: definición del CSL	110
5.3.2.1 Configuración del material.....	111
5.3.2.2 Geometría del modelo	112
5.3.2.3 Condiciones de carga y pasos de simulación	112
5.3.2.4 Resultados	113
5.3.3 Tercera Etapa: simulaciones para predicción de arenamiento.....	114
6. Selección Del Modelo Analítico	118
6.1 Etapa 1: Calibración ESF	121
6.1.1 Solución de σ_{maxe}	122
6.2 Etapa 2: Trayectorias de Completamiento Óptimas.....	124
6.2.1 Casos Azimuth Variable	125
6.2.2 Casos Desviación Variable	127
6.3 Etapa 3: Umbrales de Producción de Arena Durante la Vida del Pozo.....	127

7. Resultados	129
7.1 Resultados Etapa 1	129
7.2 Resultados Etapa 2	131
7.3 Resultados Etapa 3	133
8. Conclusiones	136
9. Recomendaciones.....	139
Referencias Bibliográficas	141
Apéndices	150
Apéndice A. Modelo analítico realizado en Excel para Etapa 1	150
Apéndice B. Modelo analítico realizado en Excel para casos de azimuth en Etapa 2	150
Apéndice C. Modelo analítico realizado en Excel para casos de desviación en Etapa 2.....	152
Apéndice D. Modelo analítico realizado en Excel para Etapa 3	153

Lista de Tablas

Tabla 1. Clasificación del grado de consolidación de la roca en función del valor del UCS.....	55
Tabla 2. Modelos numéricos discontinuos para producción de arena desarrollados en la literatura	101
Tabla 3. Resultados de la etapa numérica de la metodología CAN para el caso estudio	120
Tabla 4. Datos geomecánicos del caso estudio.....	121

Lista de Figuras

Figura 1. Estado de esfuerzos en un punto.....21

Figura 2. Diagrama de círculo de Mohr para un estado de esfuerzos bi-dimensional21

Figura 3. Estado de esfuerzo y presión durante una prueba de compresión triaxial27

Figura 4. Análisis de sensibilidad en un régimen de esfuerzos normal.....31

Figura 5. Análisis de sensibilidad de variables de la CBHFP32

Figura 6. Efecto de la orientación de los perforados en la CBHFP35

Figura 7. Evaluación del arenamiento para pozos cementados y perforados vs la desviación del pozo a presión inicial y final del yacimiento.....37

Figura 8. Comparación de los resultados de arenamiento del modelo analítico para un pozo horizontal bajo diferentes etapas de depletamiento.....38

Figura 9. Deformación de perforados después de iniciar producción de arena43

Figura 10. Efecto del ángulo de fricción en la deformación de perforados después de iniciar producción de arena45

Figura 11. Comportamiento de la deformación plástica crítica vs UCS54

Figura 12. Comportamiento del UCS vs porosidad de la roca.....54

Figura 13. Comparación de las curvas de esfuerzo-deformación entre las pruebas de laboratorio triaxiales y las simulaciones numéricas59

Figura 14. Porosidad promedio a 0.1 segundos de la producción de arena63

Figura 15. Contorno de la velocidad promedio del fluido ocasionada por el drawdown a 0.1 segundos de la producción de arena.....64

Figura 16. Definición del sistema de coordenadas para un pozo y su integración al sistema conjunto.....72

Figura 17. Drawdown crítico normalizado para los criterios de sMC, MC y DP vs desviación de un pozo o perforado con respecto a la vertical.....78

Figura 18. Gráfica de curvas de estabilidad de arenamiento para el criterio de DP y el criterio de MC.....80

Figura 19. Presión de fondo fluyente crítica en función de la inclinación del pozo84

Figura 20. Modelos numéricos continuos para producción de arena desarrollados en la literatura99

Figura 21. Diagrama de flujo para la predicción de producción de arena mediante FEM.....103

Figura 22. Curva de cohesión vs deformación plástica equivalente en un material con endurecimiento por plasticidad107

Figura 23. Ejemplo de modelo numérico del cilindro para una prueba triaxial.....108

Figura 24. Muestra de roca deformada tras la simulación de la prueba triaxial109

Figura 25. Ejemplo de una muestra de roca para prueba TWC o ATWC111

Figura 26. Distribución de cargas en una prueba TWC113

Figura 27. Gráficas de peso y deformación de la pared externa y deformación de la pared interna113

Figura 28. Esquema del modelamiento numérico de la metodología CAN..... 115

Figura 29. Resultados de la etapa 1 del modelo analítico 129

Figura 30. Resultados para los casos de azimuth de la etapa 2 del modelo analítico 131

Figura 31. Resultados para los casos de desviación de la etapa 2 del modelo analítico 132

Figura 32. Umbrales de producción obtenidos tras el análisis de arenamiento para el caso de orientación del perforado hacia arriba y abajo del pozo 134

Figura 33. Umbrales de producción obtenidos tras el análisis de arenamiento para el caso de orientación del perforado hacia los costados del pozo 135

Lista de Apéndices

Apéndice A. Modelo analítico realizado en Excel para Etapa 1	150
Figura A 1. Datos y resultados de la evaluación de drawdown crítico para un pozo vertical	150
Apéndice B. Modelo analítico realizado en Excel para casos de azimuth en Etapa 2	150
Figura B 1. Datos y resultados de la evaluación de drawdown crítico para 0 grados de azimuth de pozo	150
Figura B 2. Datos y resultados de la evaluación de drawdown crítico para 30 grados de azimuth de pozo	150
Figura B 3. Datos y resultados de la evaluación de drawdown crítico para 60 grados de azimuth de pozo	150
Figura B 4. Datos y resultados de la evaluación de drawdown crítico para 90 grados de azimuth de pozo	151
Figura B 5. Datos y resultados de la evaluación de drawdown crítico para 120 grados de azimuth de pozo	151
Figura B 6. Datos y resultados de la evaluación de drawdown crítico para 150 grados de azimuth de pozo	151
Figura B 7. Datos y resultados de la evaluación de drawdown crítico para 180 grados de azimuth de pozo	151
Apéndice C. Modelo analítico realizado en Excel para casos de desviación en Etapa 2	152
Figura C 1. Datos y resultados de la evaluación de drawdown crítico para 0 grados de desviación de pozo	152
Figura C 2. Datos y resultados de la evaluación de drawdown crítico para 30 grados de desviación de pozo	152
Figura C 3. Datos y resultados de la evaluación de drawdown crítico para 50 grados de desviación de pozo	152
Figura C 4. Datos y resultados de la evaluación de drawdown crítico para 70 grados de desviación de pozo	152
Figura C 5. Datos y resultados de la evaluación de drawdown crítico para 90 grados de desviación de pozo	152
Apéndice D. Modelo analítico realizado en Excel para Etapa 3	153
Figura D 1. Datos y resultados de la evaluación de envolventes operativas para TWC 2550 con perforados en tope y fondo del hueco	153
Figura D 2. Datos y resultados de la evaluación de envolventes operativas para TWC 2400 con perforados en tope y fondo del hueco	153
Figura D 3. Datos y resultados de la evaluación de envolventes operativas para TWC 2400 con perforados en los lados del hueco	153

Figura D 4. Datos y resultados de la evaluación de envolventes operativas para TWC 2550 con perforados en los lados del hueco 153

Figura D 5. Datos y resultados de la evaluación de envolventes operativas para TWC 3150 con perforados en los lados del hueco 154

Figura D 6. Datos y resultados de la evaluación de envolventes operativas para TWC 4200 con perforados en los lados del hueco 154

Resumen

Título: Aspectos Geomecánicos para Predecir Arenamiento en Pozos de Hidrocarburos: Descripción y Selección de un Modelo Analítico de Predicción de Arenamiento en un Campo Petrolero

Autor: Otto José Chacón Soracá**

Palabras Clave: Geomecánica, Arenamiento, Producción de arena, Modelo Analítico, Control de Arena, Predicción, Hidrocarburos.

Descripción:

El arenamiento es uno de los fenómenos más comunes en campos de hidrocarburos, principalmente en aquellos que cuentan con yacimientos rocosos de baja consolidación. La aparición del fenómeno puede inducir problemas como taponamientos de canales de producción, desgaste de material de completamiento por erosión, y disminución de la productividad de los pozos. Todo esto termina por ser manejado convencionalmente a través de equipos de control de arena en superficie y en fondo, lo que termina por aumentar costos operativos. No obstante, la naturaleza del arenamiento permite estudiarlo bajo términos geomecánicos con el fin de lograr una predicción de su aparición que permita tomar decisiones de ingeniería que aplazen o eviten este fenómeno.

En este trabajo se aborda el arenamiento desde el punto de la geomecánica, realizando una caracterización del fenómeno mediante los aspectos y parámetros geomecánicos que influyen y afectan su aparición y desarrollo, así como los modelos, criterios de falla y consideraciones comunes y convenientes en cada etapa del fenómeno. Se presenta una metodología combinada de modelos analíticos y numéricos, y con el desarrollo y aplicación de un modelo analítico para predecir el arenamiento en un campo de hidrocarburos.

Finalmente, se obtuvieron resultados que evidencian que la cohesión es uno de los parámetros más influyentes en la aparición y desarrollo del arenamiento, seguido de los esfuerzos in situ. Se encontró que la utilidad de los modelos y criterios de falla no es absoluta y depende en gran medida del caso que se esté analizando, las condiciones operacionales, y la etapa de desarrollo en la que se encuentre el fenómeno que se quiere estudiar. Los resultados muestran que el modelo analítico desarrollado y validado permite tomar decisiones de ingeniería para mitigar o evitar la aparición del fenómeno.

*Trabajo de Grado

**Universidad Industrial de Santander. Facultad de Ingenierías Físicoquímicas, Escuela de Ingeniería de Petróleos. Ingeniería de Petróleos. Director: Zuly Himelda Calderón Carrillo. Ph.D. en Ingeniería Química. Codirector: Reinel Corzo Rueda. M.Sc. en Ingeniería de Hidrocarburos. Codirector: Sergio Andrés Ardila Ardila. Ingeniero de Petróleos.

Abstract

Title: Geomechanical Aspects for Predicting Sanding in Hydrocarbon Wells: Description and Selection of an Analytical Model for Predicting Sanding in an Oilfield

Author: Otto José Chacón Soracá**

Key Words: Geomechanic, Sanding, Sand Production, Analytical Model, Sand Control, Prediction, Hydrocarbons.

Description:

Sanding is one of the most common phenomena in hydrocarbon fields, mainly in those with rocky reservoirs of low consolidation. The appearance of the phenomenon can induce problems such as plugging of production channels, wear of completion material by erosion, and decrease in well productivity. All this ends up being conventionally managed through surface and downhole sand control equipment, which ends up increasing operating costs. However, the nature of sanding allows studying it under geomechanical terms in order to achieve a prediction of its occurrence that allows making engineering decisions to postpone or avoid this phenomenon.

In this work, sanding is approached from the point of view of geomechanics, characterizing the phenomenon through the geomechanical aspects and parameters that influence and affect its occurrence and development, as well as the models, failure criteria and common and convenient considerations in each stage of the phenomenon. A combined methodology of analytical and numerical models is presented, and with the development and application of an analytical model to predict sanding in a hydrocarbon field.

Finally, results were obtained showing that cohesion is one of the most influential parameters in the appearance and development of sanding, followed by in situ stresses. It was found that the usefulness of the models and failure criteria is not absolute and depends to a great extent on the case being analyzed, the operational conditions, and the stage of development of the phenomenon to be studied. The results show that the analytical model developed and validated allows making engineering decisions to mitigate or avoid the occurrence of the phenomenon.

*Bachelor Thesis

** Universidad Industrial de Santander. Faculty of Physicochemical Engineering. Petroleum Engineering School. Petroleum Engineering. Director: Zuly Himelda Calderón Carrillo. Ph.D in Chemical Engineering. Codirector: Reinel Corzo Rueda. M.Sc. in Hydrocarbon Engineering. Codirector: Sergio Andrés Ardila Ardila. Petroleum Engineering.

Introducción

Gran parte de las formaciones productoras de hidrocarburos son de tipo arena, de las cuales muchas son propensas a presentar problemas de arenamiento debido a su consolidación débil. Cuando este problema de arenamiento aparece durante la producción de un campo se toman medidas de manejo en superficie o de control a partir del completamiento del pozo ya sea con un empaquetamiento con grava o incluso se hacen trabajos de estimulación para librar la cara del pozo del taponamiento de finos. Esto a través del tiempo puede volverse costoso y reducir la rentabilidad de un pozo o campo, teniendo en cuenta también que al configurar los regímenes de producción de hidrocarburo en un pozo la producción de arena puede aumentar o disminuir, en adición al efecto provocado naturalmente por la depleción del yacimiento.

Considerando lo anterior es necesario abordar la causa raíz del fenómeno de arenamiento para un mejor entendimiento y comprensión de su naturaleza y llevar a cabo un control y mitigación del fenómeno de una manera más apropiada. Para estos efectos, la geomecánica juega un rol importante porque permite conocer el comportamiento de las propiedades mecánicas de la roca para evaluar y predecir el comportamiento que tendrá dicha roca al ser sometida a distintas situaciones de presión y esfuerzos. Desde ahí se puede conocer los criterios que determinan la aparición del arenamiento, y una vez conocidos estos se pueden aplicar técnicas operacionales aptas con el fin de aprovechar al máximo la naturaleza de la roca y del hidrocarburo.

Debido a los beneficios que acarrea la consideración geomecánica en fenómenos como el de arenamiento, en este trabajo se busca abordar dicho fenómeno desde la perspectiva de la mecánica de rocas con el fin de definir, a partir de la investigación bibliográfica y la aplicación de teorías, criterios óptimos para la predicción y evaluación de la producción de arena.

1. Objetivos

1.1 Objetivo General

Analizar los factores geomecánicos que afectan la predicción de arenamiento en pozos de hidrocarburos y seleccionar un modelo analítico aplicable a un campo específico para predecir el arenamiento.

1.2 Objetivos Específicos

Describir los aspectos geomecánicos que influyen en el arenamiento y en su predicción en pozos de hidrocarburos mediante revisión bibliográfica.

Revisar los modelos existentes y criterios de falla utilizados para la predicción de arenamiento en pozos de hidrocarburos para reconocer su aplicabilidad y eficiencia.

Explicar la metodología Combinada Numérica-Analítica (CAN) para establecer el enfoque del desarrollo del modelo analítico.

Seleccionar un modelo analítico de la literatura y validarlo con un caso de estudio de referencia.

2. Generalidades de la Geomecánica

Desde su creación, diversos autores han establecido la definición de la geomecánica con algunas particularidades, pero manteniendo la premisa general. En el glosario de Schlumberger (2022) la definen como "especialidad geológica que se ocupa de explicar cómo interactúan las rocas, los esfuerzos, las presiones y las temperaturas.", mientras que Baklashov y Kartoziya (1975) la definieron como "una ciencia teórica y aplicada de las propiedades mecánicas de las rocas y de los procesos mecánicos, que estudia los campos de tensión-deformación que se producen en un entorno físico determinado". Lo cierto es que la mecánica de rocas está destinada a entender y evaluar las fuerzas, o esfuerzos, que actúan sobre los cuerpos de roca y cómo estos reaccionan ante dichas fuerzas.

La geomecánica ha tenido un gran desarrollo y participación en diversos campos de aplicación desde su creación, siendo la industria petrolera una de las más favorecidas con la aparición de esta ciencia. No obstante, a pesar de la gran ayuda que constituye la consideración de la geomecánica en los procesos de explotación de hidrocarburos, en la actualidad, especialmente en Colombia, no existen muchos estudios e investigaciones, en comparación con otras áreas de la industria, fundamentadas en la geomecánica y en su participación en los diversos procesos de la explotación de hidrocarburos y en otros tipos de energías como la geotermia.

Esta participación de la geomecánica en la explotación petrolera se puede dar en diversas áreas como la perforación, completamiento, producción, las cuales tienen en común la gran relevancia de la consideración de la estabilidad del pozo, y uno de los fenómenos que más destaca por la complejidad que provoca operacionalmente es el arenamiento, fenómeno en el que este trabajo estará enfocado.

Con el fin de comprender mejor el fenómeno que se va a estudiar en este trabajo, a continuación se realiza la descripción de conceptos y teorías que aportan al entendimiento y desarrollo de este trabajo, y que posteriormente serán profundizados en la medida que estos tengan influencia en el fenómeno de arenamiento.

2.1 Esfuerzos

Como se mencionó anteriormente, la mecánica de rocas se destina a entender y evaluar los esfuerzos que actúan sobre los cuerpos de roca. Estos esfuerzos están definidos por las fuerzas aplicadas a la superficie de una estructura de área finita. Cuando la componente normal y de cizalla de esta fuerza es aplicada sobre un área se produce el esfuerzo normal y esfuerzo de cizalla, respectivamente (Nauroy, 2011).

Si en un cubo actúan los esfuerzos en cada plano de coordenadas cada esfuerzo normal es perpendicular al plano, mientras que los esfuerzos de cizalla tienen dos componentes perpendiculares que están alineados con dos ejes paralelos a la cara del plano. Hay nueve componentes siendo 3 normales y 6 de cizalla (Zhang, 2019). El tensor de esfuerzos queda representado como:

$$\sigma = \begin{pmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{pmatrix} \quad (1)$$

Los esfuerzos y su entendimiento constituyen el primer pilar para desarrollar el estudio del comportamiento de una roca bajo ciertas condiciones. Estos esfuerzos son las fuerzas aplicadas que ocasionan cambios en los volúmenes de roca y en las propiedades de esta, llegando al punto de fracturarla, o fallarla, lo cual se termina relacionando con la aparición de producción de arena.

2.1.1 Esfuerzos Principales

Este tensor de esfuerzos normales y de cizalla se pueden reducir de cierta forma para que solo queden representados 3 esfuerzos normales en los 3 planos perpendiculares. Los cuales son representados como $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ que se conocen como esfuerzo principal máximo, intermedio y mínimo, respectivamente.

Al utilizar el tensor de esfuerzos expresado en los esfuerzos principales se puede obtener información directa de los valores máximos y mínimos de las componentes del esfuerzo normal (Hudson & Harrison, 1997).

2.1.2 Esfuerzos In Situ

Los esfuerzos in situ son los esfuerzos que se encuentran naturalmente en las formaciones o cuerpos de roca. El estado del tensor de esfuerzos y de los esfuerzos principales originales en la formación depende de la litología y distribución de las rocas, así como de las condiciones a las que se encuentren en el subsuelo. En otras palabras, los esfuerzos in situ son aquellos que se encuentran naturalmente en la formación gracias a las propiedades y condiciones del yacimiento incluso desde antes de cualquier perturbación o de ser perforados (Zhang, 2013).

Los esfuerzos in situ están definidos en términos de los esfuerzos principales y se representan como σ_v , conocido como esfuerzo vertical, que constituye un componente que actúa verticalmente, y los componentes σ_H y σ_h , conocidos como esfuerzo horizontal máximo y esfuerzo horizontal mínimo, respectivamente, que actúan horizontalmente (Zhang, 2019).

La consideración y comprensión de los esfuerzos in situ y de su relacionamiento con los esfuerzos principales resulta de suma importancia para definir de manera conveniente los procesos para desarrollar el pozo de hidrocarburos, ya que parámetros como la distribución, orientación y

magnitud de los esfuerzos in situ pueden determinar gran cantidad de las respuestas que tendrá la formación ante los estímulos a los que esté sometida, como podría ser el caso de un eventual trabajo de fracturamiento.

En adición a esto, los esfuerzos in situ pueden definir el estado de un cuerpo de roca bajo ciertas condiciones, las cuales están determinadas por las características del yacimiento en el que se encuentre. Por esto se usan los esfuerzos in situ para describir las propiedades originales de la roca y las condiciones naturales a las que se encontraba, así como varias de sus propiedades, para poder compararlas con respecto al comportamiento que tendrá dicha roca debido a las perturbaciones que se hayan realizado o se quieran realizar posteriormente. Esto es de suma importancia en el estudio del arenamiento porque se pueden conocer cuáles son los esfuerzos a los que está sometida naturalmente la roca y cómo es su reacción hacia estos, y su posible reacción hacia otros esfuerzos que se le apliquen.

2.1.3 Esfuerzo Efectivo

Este concepto se considera en cuerpos de roca con saturación de fluidos, como el caso de las rocas almacén de hidrocarburos. La presión que efectúa el fluido sobre los granos de la roca se conoce como presión de poro.

En un complejo de rocas saturadas en las que se esté aplicando un esfuerzo total, σ' , tendremos la presión de poro, o de fluido, actuando contra dicho esfuerzo. Por lo tanto, el esfuerzo efectivo está definido como el esfuerzo total menos el producto de la presión de poro y el coeficiente de esfuerzo efectivo (Zhang, 2019). El esfuerzo efectivo determina aspectos del comportamiento del suelo como la compresibilidad y la resistencia (Lambe & Whitman, 1969).

En la literatura existen variaciones de la ecuación que describe el esfuerzo efectivo dependiendo de su aplicación u objetivo de estudio. Sin embargo, para efectos de conceptualización el esfuerzo efectivo de Terzaghi es uno de los más convenientes. Este se define por la **ecuación 2**:

$$\sigma = \sigma' + p_p \quad (2)$$

Donde σ es el esfuerzo efectivo, σ' es el esfuerzo total y p_p es la presión de poro.

Esta ecuación es ideal y no aplica en la mayoría de los casos donde se estudie el esfuerzo efectivo en cuerpos sólidos saturados, ya que se deben tener en consideración condiciones como las descritas por Bishop y Blight (1963) en las que las partículas del suelo tenían que ser incompresibles y que el esfuerzo de fluencia en la partícula sólida debía ser independiente del esfuerzo del confinamiento para que se cumpliera la ecuación descrita por Terzaghi.

Este es uno de los conceptos más importantes a considerar debido a que el comportamiento de la roca bajo esfuerzos no es el mismo cuando esta se encuentra saturada de algún fluido. En el caso de los yacimientos de hidrocarburos se pueden encontrar 3 tipos de fluidos en la roca, que además tiene la capacidad de fluir a través de ella, ocasionando comportamientos distintos en la resistencia y deformación de la roca en comparación a si la roca se encontrara seca. En el caso del arenamiento los esfuerzos efectivos definen en gran medida el comportamiento y reacción de los granos de arena bajo los esfuerzos como el overburden, el cual es un parámetro de suma importancia en la aparición del arenamiento.

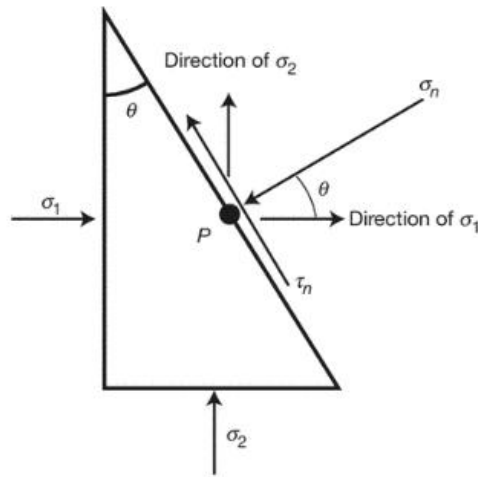
2.2 Círculo de Mohr

Una manera de representar los esfuerzos en un cuerpo para un análisis más conveniente de sus estados es el círculo de Mohr, que consiste en un diagrama en el que se pueden determinar

gráficamente los componentes del esfuerzo en un sistema de coordenadas rotado, lo que permite conocer, a partir de los esfuerzos principales, los esfuerzos normales y de corte en cualquier plano inclinado. Bajo una consideración de aplicación de esfuerzos en un punto de un plano inclinado un ángulo θ y con equilibrio de fuerzas, como se muestra en la **Figura 1**, el estado de esfuerzos queda representado en un plano (σ, τ) mediante un círculo, como se muestra en la **Figura 2**, en el que el esfuerzo normal y el esfuerzo de corte en cada punto del círculo representa un estado de esfuerzo en un plano inclinado un ángulo θ hacia σ_1 (Zhang, 2019; Nauroy, 2011).

Figura 1

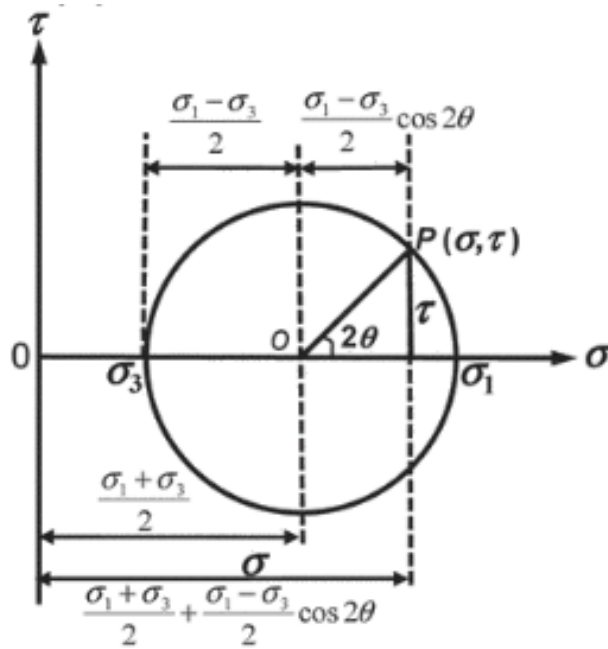
Estado de esfuerzos en un punto.



Nota. Tomado de: Geomechanics Applied to the Petroleum Industry - 1.1.2.2 Strains, (pp. 7), por Nauroy, Jean-François, 2011, Editions Technip.

Figura 2

Diagrama de círculo de Mohr para un estado de esfuerzos bi-dimensional.



Nota. Tomado de: Applied Petroleum Geomechanics - 1.2.1 Mohr's Circles for Two-Dimensional Stresses, (p. 8), por Zhang J., 2019, Elsevier.

La construcción de un círculo de Mohr para un estado de esfuerzos en tres dimensiones se realiza a partir del mismo principio, pero utilizando los 3 esfuerzos principales, o los esfuerzos efectivos en caso de ser un cuerpo saturado, y las direcciones de estos al ser aplicados a un cubo.

Las aplicaciones y utilidad del círculo de Mohr son de gran relevancia al momento de conocer y estudiar la naturaleza mecánica de las rocas. Zhang (2019) afirma que una de las utilidades del círculo de Mohr es la predicción del efecto de la depleción y del esfuerzo efectivo sobre la falla de corte en una roca, en la que se observa que a mayor depleción del yacimiento mayor es el círculo de Mohr y más se acerca la roca al fallamiento, representado por la envolvente. Esto facilita la predicción de la falla de una roca, ya que se establece mediante los cálculos de esfuerzo y el círculo de Mohr el punto donde podría ocurrir la falla de la roca debido a determinados esfuerzos bajo ciertas condiciones del yacimiento como la depleción.

En la predicción del arenamiento es útil para conocer ese punto de falla de la arena, en el que la roca comienza a desprender partículas de arenas hacia el pozo provocando la producción de arena.

2.3 Deformaciones

En la naturaleza no se pueden observar los esfuerzos, ya que son fuerzas aplicadas a cuerpos sólidos. Sin embargo, lo que sí se puede evidenciar es la reacción de dicho cuerpo hacia el esfuerzo aplicado, que normalmente se presenta por un cambio en el distribución o geometría original. Este cambio volumétrico es observable y medible, y se conoce como deformación.

Matemáticamente se define como el cambio en la longitud, elongación o contracción, dividido por la longitud original.

$$\varepsilon = \frac{l - l_{original}}{l_{original}} \quad (3)$$

Al aplicar el concepto a determinadas condiciones y geometrías se obtienen también un tensor de deformaciones, que también se conforma por deformaciones normales y deformaciones de corte dependiendo del esfuerzo aplicado y el ángulo con el que se toma respecto a ciertos planos en la geometría del cuerpo. Desarrollando esfuerzos en una condición infinitesimal, obtenemos:

$$\varepsilon = \begin{pmatrix} \varepsilon_{xx} & \varepsilon_{xy} & \varepsilon_{xz} \\ \varepsilon_{yx} & \varepsilon_{yy} & \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{zx} & \varepsilon_{zy} & \varepsilon_{zz} \end{pmatrix} \quad (4)$$

Comprender las deformaciones es de suma importancia para conocer la reacción de la roca a los esfuerzos, ya que es el comportamiento que exhibe la roca cuando se le han aplicado ciertos esfuerzos bajo ciertas condiciones. Este comportamiento puede alcanzar unos rangos y límites determinados dependiendo de cada roca y sus condiciones, pero al saber cómo se deforma la roca

se puede saber cómo se deben aplicar los esfuerzos para lograr determinado objetivo de deformación, como por el ejemplo la fractura de la roca.

2.4 Propiedades Elásticas

Al considerar la deformación de un cuerpo como la reacción hacia los esfuerzos aplicados a este también consideramos que existen ciertas relaciones entre los esfuerzos y las deformaciones. Estas relaciones están descritas por la teoría de elasticidad, en la que se afirma que existen ciertas situaciones en las que hay relaciones lineales entre los esfuerzos aplicados y las deformaciones resultantes (Nauroy, 2011).

En función de determinadas situaciones de aplicación de esfuerzos sobre un cuerpo se obtendrá una determinada relación entre el esfuerzo y la deformación. Estas situaciones, y por lo tanto sus relaciones, están descritas por los módulos elásticos.

- **Módulo de Young:** Se define como la relación entre el esfuerzo y la deformación axiales de la roca, y describe qué tanto se deforma la roca a medida que aumenta el esfuerzo axial sobre ella (Fernandez et al., 2015).

$$E = \frac{\partial \sigma_{axial}}{\partial \varepsilon_{axial}} \quad (5)$$

- **Relación de Poisson:** Se define como la relación entre la deformación radial y la deformación longitudinal de una roca sometida a un esfuerzo axial y describe qué tendencia de deformación tiene la roca (Fernandez et al., 2015).

$$v = \frac{\partial \varepsilon_{radial}}{\partial \varepsilon_{longitudinal}} \quad (6)$$

Existen otros módulos elásticos que describen otras configuraciones y relaciones de esfuerzos aplicados y deformaciones resultantes. Estas propiedades elásticas cambian no solo en función de los esfuerzos aplicados, sino de la naturaleza de la roca a la que se le esté aplicando el esfuerzo, así como también de las condiciones a las que se encuentre sometida dicha roca, como es una condición de temperatura determinada, la cual cambiará el comportamiento elástico de la roca. Otros parámetros que influyen en los módulos elásticos son la organización y distribución granular y la saturación de la roca.

Estos módulos elásticos permiten describir el comportamiento de deformación más propenso a seguir por la roca, así como las magnitudes a las que se alcanzan ciertos estados de deformación. Por ejemplo, con el módulo de Young y la relación de Poisson se puede establecer qué tan frágil es una roca y cuáles son sus límites de deformación para alcanzar el fallamiento. En el caso del arenamiento se puede conocer qué comportamiento elástico exhibe la arena ante unos esfuerzos aplicados y el punto donde puede ocurrir la falla.

2.5 Pruebas Experimentales

En la práctica se utilizan pruebas de laboratorio para predecir el comportamiento de la roca bajo esfuerzos y los parámetros determinados por dichos esfuerzos. Para esto se utilizan muestras de rocas de formación y se someten a ciertas condiciones en equipos que determinan valores como la compresibilidad de la roca, los módulos elásticos, el fallamiento de la roca, entre otras. Determinar estos parámetros como el fallamiento de la roca es de vital importancia para las operaciones que se quieran llevar a cabo en la formación, ya que con un conocimiento previo sobre la roca y sus propiedades mecánicas se pueden seleccionar métodos y procesos adecuados para cada operación con el fin de evitar situaciones adversas.

Existen diversas pruebas de laboratorio para determinar propiedades mecánicas de las rocas, pero para efectos de conceptualización, y de relacionamiento con el fenómeno de arenamiento, se definirán tres de las más utilizadas.

2.5.1 Prueba de Compresión Uniaxial

Con la prueba de compresión uniaxial se obtiene la resistencia a la compresión no confinada de la roca, este parámetro se conoce en la literatura como UCS o Unconfined Compressive Strength, que consiste en el valor de esfuerzo máximo que soporta la roca antes del fallo. También se obtienen parámetros como el módulo de Young y relación de Poisson. La prueba consiste en una aplicación de esfuerzo axial sobre el eje longitudinal de una muestra cilíndrica de roca con el fin de conocer la reacción de las deformaciones que tendrá la roca al aplicársele la carga. Estas reacciones se evidencian en varias etapas del proceso, las cuales son (Eberhardt et al., 1999):

- **Cierre de fracturas**
- **Deformación elástica lineal**
- **Iniciación de fractura y propagación de fractura estable**
- **Daño de fractura y propagación inestable de fracturas**
- **Compresibilidad máxima y fallo**

Durante todas estas etapas se conocen las deformaciones que sigue cada configuración en la muestra de roca y se determinan las propiedades de una manera conveniente. Esta prueba normalmente se lleva a cabo con muestras de roca secas, sin saturación de fluido. Para la determinación de las propiedades de la roca saturada solo se tienen que ajustar los valores de esfuerzos y deformaciones a una configuración de esfuerzos efectivos.

Cabe destacar que debido a la heterogeneidad de las formaciones y de los esfuerzos en ella, la prueba se debe llevar a cabo con al menos 5 muestras de la roca para obtener valores que puedan tomarse como representativos.

El valor de UCS es muy importante para definir los criterios de falla de una formación de roca, ya sea carbonatos, arenas, arcillas, entre otras, porque determina la capacidad que tiene la roca de resistir de manera estable una carga o compresión a la que esté siendo sometida.

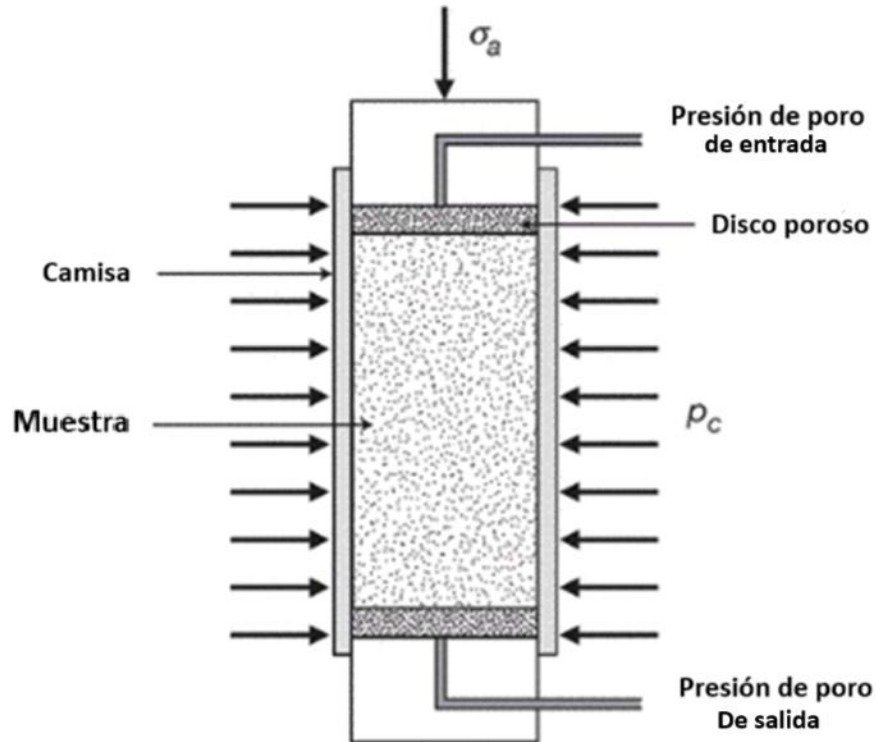
2.5.2 Prueba de Compresión Triaxial

Esta es una de las pruebas más convenientes y usadas debido a las condiciones que permite evaluar, las cuales son similares a las que podrían estar ocurriendo en una formación de roca en el subsuelo, con esfuerzos de confinamiento y esfuerzo axial, y presiones de fluidos en la roca. La prueba consiste en aplicar un esfuerzo principal axial a lo largo del eje longitudinal de una muestra cilíndrica de roca, a la vez que se le aplica un esfuerzo principal menor en la superficie curvada mediante una aplicación de presión de un fluido de confinamiento (Zhang, 2019).

Aunque la prueba de UCS es bastante útil para conocer las propiedades mecánicas de la roca y realizar un análisis apropiado, la prueba de compresión triaxial posee un arreglo más realista de las condiciones del yacimiento, como se muestra en la **Figura 3**, lo que permite un acercamiento mucho más preciso a la reacción de los esfuerzos y deformaciones de la roca, así como de las propiedades como compresibilidad máxima, módulo de Young, entre otras.

Figura 3

Estado de esfuerzo y presión durante una prueba de compresión triaxial.



Nota. Modificado de: *Geomechanics Applied to the Petroleum Industry - 1.2.4 Conventional Triaxial Test*, p. 20, por Nauroy, Jean-François., 2011, Editions Technip.

2.5.3 Thick-Walled Cylinder Test

La prueba del cilindro de pared gruesa, o TWC por sus siglas en inglés, es una prueba usada comúnmente para determinar propiedades de roca que permitan determinar la resistencia de esta a la falla de corte, la cual es necesaria para la aparición del fenómeno de arenamiento y, por lo tanto, producción de arena en pozos hidrocarburos. Aunque la prueba TWC determina propiedades que también determina la prueba triaxial, la TWC representa valores mucho más convenientes y representativos para configuraciones de perforados y hueco de pozo en un pozo de hidrocarburos (Santana & Likrama, 2016).

El valor experimental que se obtiene de la prueba es conocido como compresibilidad TWC, que se define como la presión de confinamiento de colapso total. Dependiendo de la configuración de la prueba y de las dimensiones del cilindro se establecen unos valores en los que se evidencia la tendencia de las partículas de arena a fallar y desprenderse del hueco (Morita, 2022).

Todas estas pruebas definen parámetros de deformación o resistencia de la roca de una manera práctica. En otras palabras, permite estudiar los conceptos mencionados anteriormente como los esfuerzos, las deformaciones y las propiedades elásticas de una manera práctica y lograr una estimación mucho más precisa del comportamiento mecánico de la roca. Esta practicidad se ve en pruebas como la TWC donde se conocen las propiedades que permiten definir el punto donde la roca puede fallar y provocar el fenómeno de arenamiento. Es conveniente debido a que se realiza de manera que simule las condiciones de esfuerzos que pueden ocurrir en los perforados o el hueco abierto.

Estas últimas 2 pruebas experimentales tendrán un papel más importante en los siguientes capítulos en los que se profundizará en la metodología a usar para realizar el estudio de predicción de arenamiento.

3. Parámetros que definen el arenamiento

La producción de arena en un pozo de hidrocarburo puede estar ligada a diversas causas naturales o inducidas. Las causas naturales son aquellas relacionadas con las condiciones y características de la formación y de la arena como lo pueden ser la presión de poro, la permeabilidad de la roca, material cementante, tipos de fluido del yacimiento y las viscosidades de estos, entre otros. Mientras que las causas inducidas pueden ser igual de amplias, como la perforación,

cementación, cañoneo, depletamiento por producción, producción de agua, entre otras (Goyeneche y Hernandez, 2009).

La perturbación de las condiciones del yacimiento mediante actividades como la perforación, producción o estimulación pueden deformar la roca según sus propiedades. Una vez estos cambios y deformaciones lleguen a cierto punto crítico la roca fallará y se inducirá la producción de arena en el pozo.

Estudiar y evaluar las causas inducidas del arenamiento de manera convencional no es práctico debido a la cantidad de factores que influyen en estas actividades. Una pequeña variación de las condiciones en las que se realizó dicha actividad puede afectar considerablemente los resultados de cada estudio, complicando la aplicación de dichos resultados a los diversos pozos de los campos de hidrocarburos.

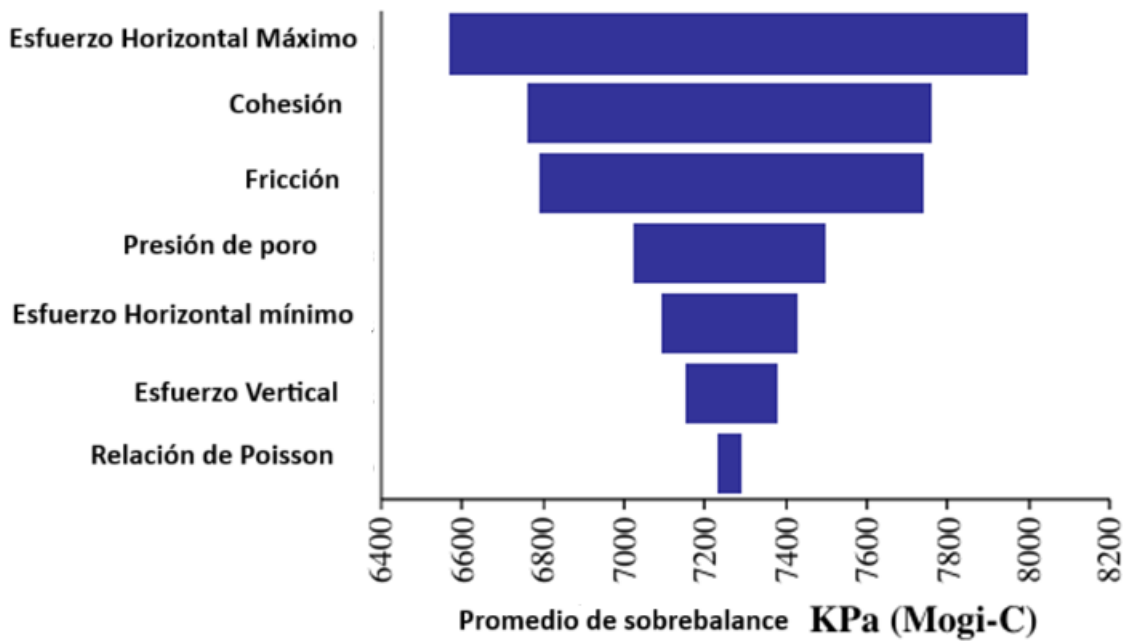
Con el fin de entender este fenómeno de una manera más práctica se debe realizar un enfoque más apropiado para el estudio del arenamiento a través de sus causas naturales e inducidas, con el que se pueda evaluar el efecto de dichas causas mediante unos términos que, una vez finalizado el estudio, faciliten la extrapolación de sus resultados a otros casos similares. Estos términos son abarcados por la geomecánica, que nos permite trabajar las propiedades y perturbaciones de la roca a través de los esfuerzos, deformaciones, propiedades elásticas, entre otros parámetros que facilitan una caracterización plena del fenómeno.

Ejemplo de esto es el estudio realizado por Al-Ajmi y Al-Harthy (2010) en el que se realizó un modelo probabilístico de inestabilidad de un pozo para determinar una trayectoria óptima. Este modelo permitió evaluar la incertidumbre de las variables de inestabilidad al calcular el valor de la presión del fluido de perforación mediante una distribución probabilística, dando como resultado

que el esfuerzo horizontal máximo, la cohesión y el ángulo de fricción son las variables más influyentes para la estabilidad del pozo en cualquier régimen de esfuerzos, como se observa en la **Figura 4**.

Figura 4

Análisis de sensibilidad en un régimen de esfuerzos normal



Nota. El análisis de sensibilidad realizado con el criterio de Mogi-Coulomb muestra la influencia de las primeras 3 variables en la presión del fluido de perforación para el sobrebalance.

Modificado de: *Probabilistic wellbore collapse analysis* (p. 4), por A. M. Al-Ajmi y M. H. Al-Harthy, 2010, *Journal of Petroleum Science and Engineering* 74.

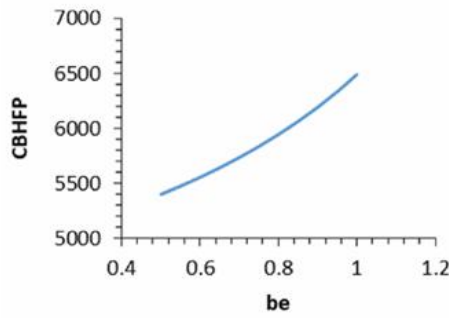
Aunque este estudio fue realizado para un análisis de estabilidad de pozo, su configuración es similar a la de un cilindro de pared gruesa (TWC, por sus siglas en inglés), lo que conlleva cierto

grado de aplicación de sus resultados a una configuración de un perforado en el pozo para estudiar el arenamiento en este.

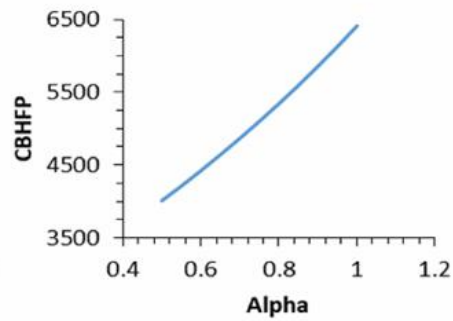
Otro estudio similar, pero más enfocado al arenamiento fue el realizado por Khaksar et al. (2022). Se desarrolló un modelo analítico basado en el criterio de falla de Hoek-Brown 3D en adición a registros petrofísicos con el fin de obtener la presión de fondo fluvente crítica (CBHFP, por sus siglas en inglés) y predecir el arenamiento en el campo Asmari. Una vez hecho y validado el modelo se procedió a realizar un análisis de sensibilidad de variables de resistencia de la roca como la resistencia a la compresibilidad uniaxial (UCS, por sus siglas en inglés), la presión de poro, el módulo de Young, entre otras. Con este análisis se obtuvo el efecto de estas variables sobre la CBHFP, la cual es un parámetro que nos permite saber qué tan propensa es la formación a producir arena en cierto punto de la vida del pozo. La relación que tienen los parámetros geomecánicos con la CBHFP se muestra en la **Figura 5**.

Figura 5

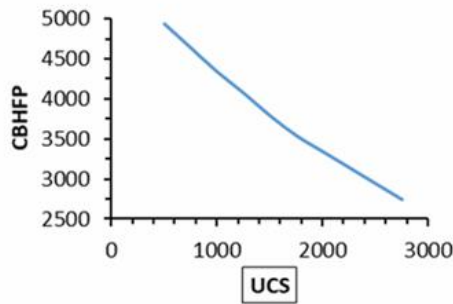
Análisis de sensibilidad de variables de la CBHFP



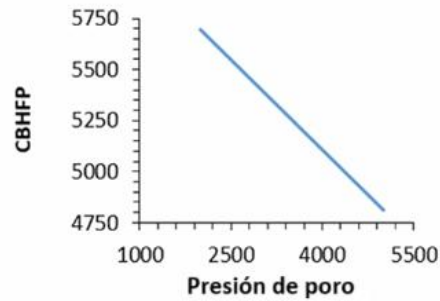
a- Efecto del factor de Biot



b- Efecto del coeficiente poro-elástico



c- Efecto de la resistencia a la compresión uniaxial



e- Efecto de la presión de poro

Nota. Se observa la relación que tienen los diferentes parámetros con la CBHFP destacándose el gran efecto de la UCS sobre esta. Tomado de: *Sand production onset using 3D Hoek-Brown criterion and petro-physical logs: a case study* (p. 14) por Khaksar A. M., Farhad J., Hama S. M., Hayavi M. T., Ali A. J., Keshavarz A. y Kolo K., 2022, *Geomechanics and Geoengineering*, 17:2.

Justo como se hizo en el estudio anterior, el relacionamiento de parámetros geomecánicos con valores operativos como la presión de fondo fluyente (BHFP, por sus siglas en inglés) le da el valor al estudio del fenómeno del arenamiento mediante el enfoque geomecánico, ya que facilita la aplicación al campo de resultados influenciados por parámetros intrínsecos de la roca y la formación, además de otorgar un valor predictivo mediante el modelado del fenómeno para predecir y evaluar futuros eventos en los pozos de la locación.

En este capítulo se busca caracterizar el fenómeno del arenamiento, así como los aspectos y parámetros geomecánicos que tienen mayor influencia en el fenómeno. Este mediante estudios y demás bibliografía disponible, con el fin de incluir mayor consideración y precisión a estos parámetros para modelos predictivos que se necesiten llevar a cabo.

3.1 Esfuerzos in situ

Teniendo como punto de partida los resultados del análisis de sensibilidad en el estudio de Al-Jami y Al-Harthy (2010) se comenzará profundizando en los parámetros que presentaron mayor influencia en la estabilidad del hueco y, posiblemente, en la producción de arena.

La importancia de los esfuerzos in situ sobre el arenamiento radica no solo en sus magnitudes, sino también en su orientación.

Las magnitudes por un lado no solo determinan los esfuerzos que estarán siendo aplicados naturalmente a la roca, ya sea por las presiones de poro, litología, u otras perturbaciones geológicas, sino que también definen el régimen de esfuerzos a los que está sometida la formación. Estos pueden ser el régimen normal, inverso, o de cizalla, los cuales deben ser considerados no solo en la producción, sino también en la perforación y completamiento de un pozo con el fin de mantener la estabilidad de este.

Las orientaciones de estos esfuerzos, por otro lado, definen la distribución de estas magnitudes en la roca, determinando qué parte del hueco es más débil o tiene mayor concentración de esfuerzos en sí. Esto también tiene su aplicación durante la perforación para mantener la estabilidad del pozo y evitar la aparición de breakouts o fracturas en el hueco.

En el estudio de arenamiento su influencia radica, además del establecimiento del régimen de esfuerzos, en el comportamiento de las magnitudes de dichos esfuerzos con los parámetros de

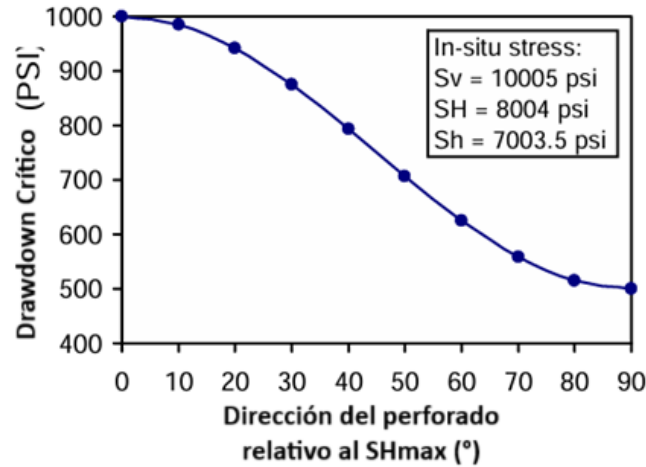
resistencia de la roca, lo que puede ayudar a determinar cuáles son los límites de esfuerzos aplicables a la roca antes de que falle. Estos límites de esfuerzos se pueden traducir a condiciones operativas mediante la CBHFP, como se mencionó antes.

No obstante, la orientación de los esfuerzos in situ también tienen un papel importante en la producción de arena, como se ha demostrado con estudios como el realizado por Zhang et al. (2007) en el que se evaluó el efecto de la geometría y dirección de los perforados en un pozo de la Cuenca Adriática Norte en Italia. Este era un pozo vertical, con baja cohesión, cementado y perforado en la zona de estudio, la cual iba desde 8453 hasta 8458 pies de profundidad, en la que se presentaba régimen de esfuerzos normal.

Para evaluar el efecto de la orientación de los perforados con la CBHFP se usó un modelo que utilizaba el criterio de falla de Mohr – Coulomb, cuyos resultados se validaron con las CBHFP medidas del campo en un evento de producción de arena anterior. Como se puede observar en la **Figura 6**, el modelo dio como resultado que al orientar los perforados paralelos al esfuerzo horizontal máximo se obtenía un rango de presión de fondo fluyente mucho más baja y, por lo tanto, una CBHFP más baja.

Figura 6

Efecto de la orientación de los perforados en la CBHFP



Nota. Para perforados orientados hacia el esfuerzo horizontal máximo (0°) se observa un mayor umbral de drawdown. Modificado de: *Optimized Perforation Tunnel Geometry, Density and Orientation to Control Sand Production* (p. 4) por Zhang J., Standifird W. B. y Shen X., 2007, OnePetro.

Zhang et al. (2007) termina esta parte del estudio concluyendo que se demuestra que una dirección apropiada de los perforados, dependiendo del estado de los esfuerzos in situ, puede permitir el aumento del drawdown del yacimiento y reducir el riesgo de producción de arena.

Esta conclusión es un acierto considerando que no siempre se cumple, ni siquiera para el mismo régimen de esfuerzos, la relación de mayor drawdown al cañonear en dirección al esfuerzo horizontal máximo, como se puede evidenciar en el estudio de Asadi y Khaksar (2022) en el que se desarrolló un modelo analítico y un modelo numérico para la predicción de arenamiento en un campo de gas.

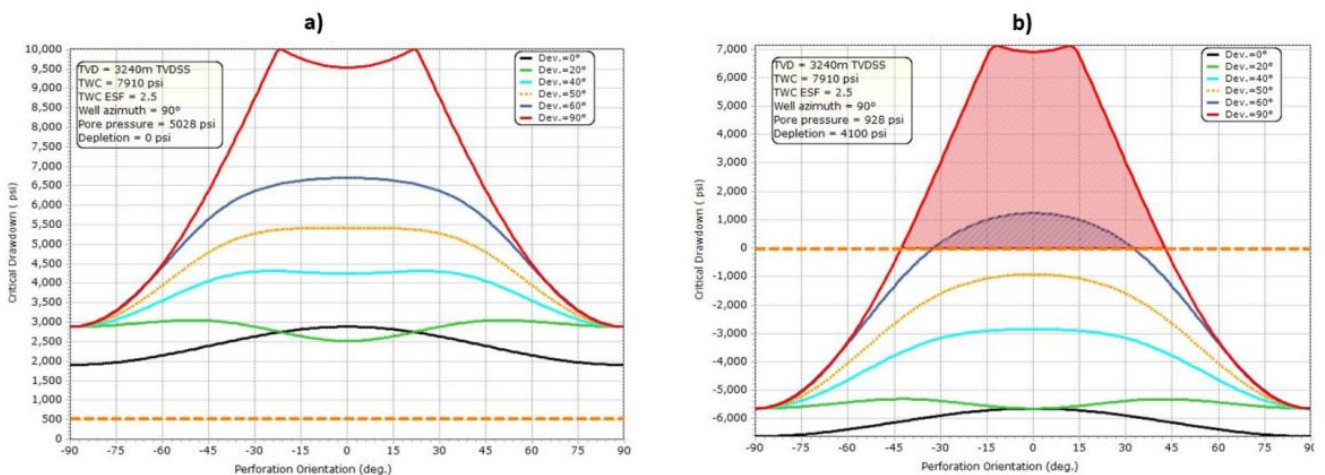
En una parte de dicho estudio se evalúa la relación de la orientación de los perforados con el drawdown crítico de un pozo vertical cementado y con régimen de esfuerzos normal en la zona objetivo. En los resultados se evidencia que, para este pozo, los perforados orientados hacia el

esfuerzo horizontal máximo (90 y -90 °) son los más débiles y, por lo tanto, los más propensos a producir arena, lo cual es un resultado opuesto al caso de Zhang et al. (2007).

Estos resultados corroboran los obtenidos en un estudio anterior de los mismos autores, en el que Khaksar et al. (2021), en una parte del estudio, evaluaron el drawdown crítico en función de la trayectoria del pozo y la orientación de los perforados con el fin de obtener la configuración óptima para una producción libre de arenamiento en el tiempo. Esto se hizo mediante un modelo analítico para un pozo con régimen de esfuerzos normal, y se obtuvieron los resultados representados en la **Figura 7**.

Figura 7

Evaluación del arenamiento para pozos cementados y perforados vs la desviación del pozo a presión inicial y final del yacimiento.



Nota. a) caso de yacimiento sin depletamiento y b) caso del yacimiento depletado 4100 psi para el que las trayectorias de pozo menores a 60 ° y perforados con orientación mayor a 30 ° producirán arena. Tomado de: *Analytical Sand Production Prediction and Sand Volume*

Estimation Calibrated with Field Data (p. 8) por Khaksar A., Asadi S., y Fabian M., 2021,
American Rock Mechanics Association.

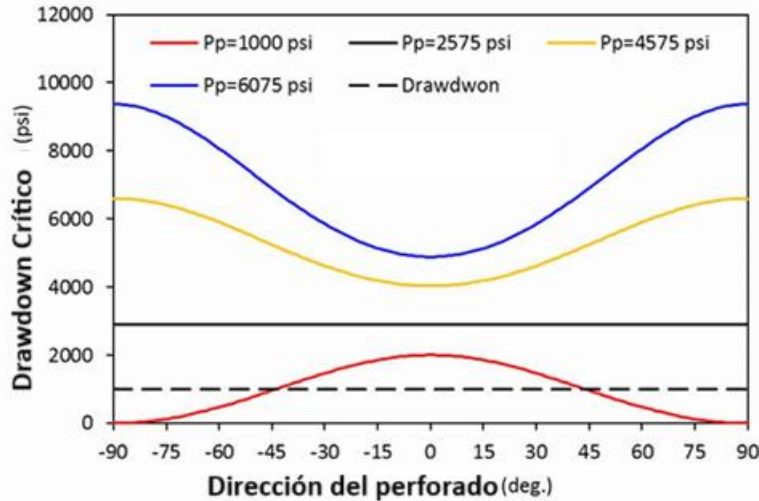
Según el estudio, para la condición de presiones iniciales representada en la **Figura 7 a)** las tendencias se mantienen, con la diferencia de que todas las configuraciones se encuentran por encima de la presión crítica; a medida que el yacimiento se depleta las curvas bajan hasta quedar como se muestra en la **Figura 7 b)**. Adicionalmente, en ambos casos se puede observar que el pozo vertical es el más propenso a producir arena, sobre todo para la configuración de perforados orientados hacia la dirección del esfuerzo horizontal máximo (90 y -90 °).

Es interesante que en el mismo estudio se realizó una vez más la evaluación del drawdown crítico según la trayectoria del pozo con los mismos valores, pero esta vez para un hueco abierto con el fin de evidenciar la importancia del factor de resistencia efectiva, el cual en hueco abierto es menor a la configuración cementada y cañoneada. Se evidenció que en esta configuración el hueco era más propenso a producir arena entre más horizontal fuese el pozo (tendencia totalmente opuesta a la del caso del hueco cementado y cañoneado) y más orientado estuviese hacia el esfuerzo horizontal máximo.

Para finalizar con el aspecto de la orientación de los esfuerzos in situ también cabe destacar el estudio de Younessi et al. (2018) en el que, mediante modelos analíticos y modelos numéricos, se estudió el arenamiento en pozos cuyos yacimientos estaban en etapa temprana. Se destaca el comportamiento del drawdown crítico versus la orientación de los perforados para el caso de un régimen de esfuerzos rumbo deslizante que termina haciendo transición hacia un régimen normal por efecto del depletamiento.

Figura 8

Comparación de los resultados de arenamiento del modelo analítico para un pozo horizontal bajo diferentes etapas de depletamiento.



Nota. Se observa un cambio en la tendencia de estabilidad de los perforados a medida que el yacimiento se depleta. Modificado de: Calibration of Sand Production Prediction Models at Early Field Life in the Absence of Field Sanding Data (p. 10) por Younessi A., Gui F., Asadi S. y Khaksar A., 2018, OnePetro.

Las curvas representadas en la **Figura 8** demuestran que al depletarse el yacimiento se puede provocar una transición en el régimen de esfuerzos de la zona objetivo, en este caso ocurre de régimen rumbo deslizante a régimen normal, ocasionando que los perforados que antes se encontraban a los lados del pozo, y que eran los más estables, terminen siendo los más propensos a producir arena una vez se llega a cierto punto de presión de poro.

Por lo anterior, y considerando que el depletamiento también aumenta los esfuerzos efectivos sobre la roca, la evaluación del arenamiento en un campo se hace importante para maximizar los tiempos en los que los pozos producen libres de arena.

En casos donde se prevean transiciones del régimen de esfuerzos se puede realizar el completamiento de manera que se favorezca el pozo una vez el yacimiento está depletado, ya que es aquí donde la roca será más propensa a fallar debido a los esfuerzos efectivos. No obstante, la compañía puede decidir hacer otra configuración de completamiento según los intereses de producción y de la vida del campo, para lo cual sería conveniente realizar modelos predictivos de producción de arena propios.

3.2 Cohesión

La cohesión viene a ser una de las propiedades que definen la geomecánica de las rocas. Es, de hecho, el parámetro que encapsula las formaciones en las que se suelen presentar casos de producción de arena, ya que la cohesión se relaciona con el grado de consolidación de las rocas; y debido a que el arenamiento es un problema propio, pero no único, de las rocas con poca consolidación, varios autores como Yan et al. (2020) han establecido la cohesión como el factor dominante para las características de este fenómeno.

Este parámetro suele depender de características petrofísicas de la roca como su tamaño de partícula, cantidad y tipo de material cementante, así como los esfuerzos a los que la roca está siendo sometida naturalmente. Por eso rocas someras suelen tener una compactación mucho menor, por el hecho de que su overburden, o su gradiente de presión, no suele ser tan alto, lo que disminuye el grado de cohesión en la roca.

Aunque la mayoría de los pozos productores, en especial los propensos a producir arena, son cementados y cañoneados, estudiar el efecto de la cohesión con este tipo de completamiento desviaría los resultados reales. Por lo que la mayoría de los modelos y pruebas para análisis de

sensibilidad de la cohesión en el arenamiento se hacen con un completamiento de hueco abierto para poder evaluar correctamente el efecto de esta propiedad.

De esta manera fue realizado el estudio de Araujo et al. (2021) en el que mediante un modelo numérico se evaluaron los criterios que podrían tener mayor efecto en la producción de arena. Entre estos criterios evaluaron la cohesión mediante su relación con la producción de arena, en gramos de arena producidos, en cierto tiempo de prueba. Los resultados arrojaron que la tendencia a producir arena disminuía con el incremento de la cohesión. No obstante, esta relación no era lineal, sino exponencial, por lo que se concluyó que se necesita una caracterización más precisa de los parámetros de resistencia de la roca para predecir de manera adecuada el comportamiento del arenamiento.

Esta “caracterización más precisa” de los parámetros de resistencia de la roca ya había sido considerada anteriormente en el estudio de Wang et al. (2016), en el que se realizó un modelo poro-elastoplástico analítico y numérico, ambos en un pozo de hueco abierto y un pozo cementado y cañoneado. Lo que permitió resultados más precisos en dicho estudio fue la consideración de los parámetros post falla, ya que en el modelo se evidenciaba un efecto de, dependiendo el caso, debilitamiento/endurecimiento de la intensidad de la deformación plástica de cizalla de la roca una vez esta fallaba o llegaba al yield.

Este cambio en la deformación afectaba a los parámetros de cohesión, ángulo de fricción y ángulo de dilatación, por lo que se tenían valores iniciales y valores post falla, los cuales se consideraban como residuales.

No obstante, los autores destacan que estos valores, por su naturaleza post falla, no influyen en el inicio de la producción de arena, pero sí en el ritmo y cantidad en que se produce esta; aunque

se aclara que las tendencias de producción de arena suelen ser similares para distintos parámetros residuales de arenamiento, por lo que no se observa un cambio súbito en la tasa de producción, sino un incremento relativamente sutil de esta, por lo menos hasta que una porción fallada de la roca se despliega y se ocasiona un aumento súbito en la producción de arena (Wang et al., 2016).

En el estudio también se menciona una relación entre el tamaño de grano de la roca con su resistencia y, por lo tanto, con la producción de arena. Se encontró que tamaños de grano más grandes tenían menor producción de arena, en gran parte porque, aunque la roca se haya deteriorado, las fuerzas de arrastre no superan la resistencia de las partículas, por lo que no se producen. El resto de los tamaños seguían la tendencia. Es decir, entre más pequeños fueran los granos más arena tendía a producir la roca gracias a las fuerzas de arrastre.

Yan et al. (2020) encontraron también una relación entre tamaños de partículas y el tipo de consolidación que tenía la roca. Esto lo hicieron mediante pruebas de TWC y simulaciones numéricas de 3 tipos de formaciones con diferentes consolidaciones y cohesiones. Los resultados los obtuvieron mediante 3 aspectos que fueron:

- **Modo de falla del hueco**
- **Forma del arenamiento**
- **Tamaño de partículas producidas de arena.**

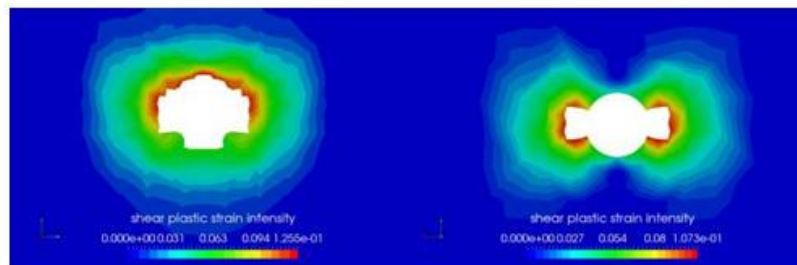
Además de concluir que la cohesión era el factor dominante afectando las características del arenamiento. Se encontró que mayores valores de cohesión permitían que el hueco tuviese falla de manera localizada y tendía a producir partículas más grandes, lo que facilitaría su manejo. Mientras que valores menores tenían falla uniforme en el hueco y unas partículas mucho más

pequeñas. En la **Figura 9** se puede observar cómo la falla uniforme es más catastrófica para la geometría del perforado.

Cuando el hueco falla de manera localizada, y no uniforme, permite que a través del tiempo se logre producir mucho menos arena en comparación al otro caso, en adición a una producción de tamaño de grano más grande y manejable. Este efecto se ve explicado por una estabilidad de arco de arena que se forma en el hueco que falla de manera localizada (Wang et al. 2016).

Figura 9

Deformación de perforados después de iniciar producción de arena.



Nota. El hueco de la izquierda falla de manera uniforme, mientras que el de la derecha tiene un daño localizado, lo que le permite desarrollar estabilidad de arco de arena. Tomado de: *A 3-D Poro-Elasto-Plastic Model For Sand Production Around Open-Hole And Cased & Perforated Wellbores* (p. 8) por Wang H., Cardiff P. y Sharma M.M., 2016, American Rocks Mechanics Association.

En general, la cohesión suele definir los tipos de roca que más propensas son a fallar debido a su compactación, material cementante y tipo de partículas. Y aunque su efecto se encuentra mucho más en la cantidad y forma de la arena producida, también define valores de resistencia de roca que permiten predecir el comienzo del fenómeno, como se verá más adelante.

3.3 Ángulo de Fricción Interna

Junto con la cohesión, el ángulo de fricción interna también establece varios parámetros de resistencia de la roca, ya que se puede definir como la habilidad que tiene la roca para soportar esfuerzos cortantes gracias a las fuerzas friccionales entre sus partículas. Se puede observar en los criterios de falla como el de Mohr - Coulomb en el que el ángulo representa la medición entre la fuerza normal y la fuerza resultante una vez la roca falla por cizallamiento.

Sabiendo esto, es de esperarse que valores más altos para el ángulo de fricción tengan un efecto similar al de la cohesión, permitiendo que la roca tenga mayor resistencia y se retrase la aparición del arenamiento.

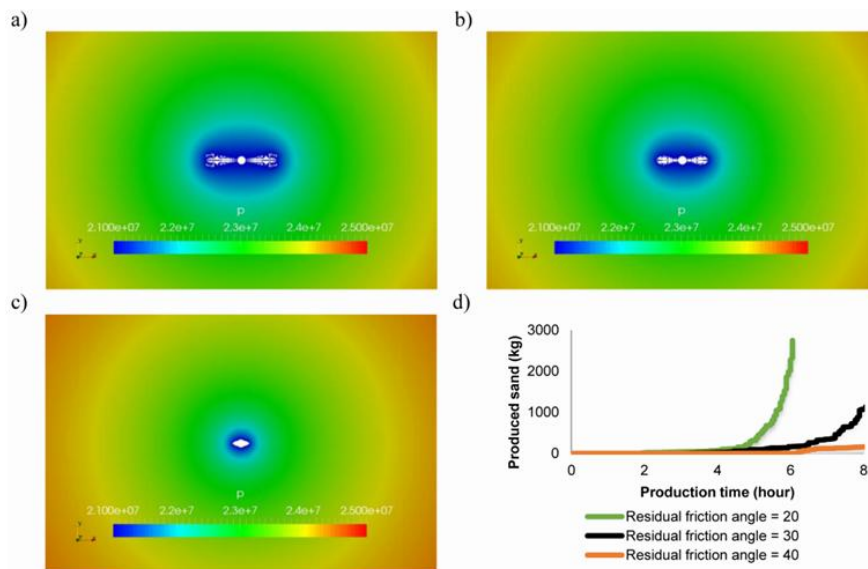
Esto se confirma en el estudio de Gravanis et al. (2016) en el que mediante un modelo de erosión hidromecánico se evaluó la influencia de distintos parámetros, entre ellos el efecto de la cohesión y el ángulo de fricción en formaciones no consolidadas. Se observó que, como era de esperarse, para valores más altos de cohesión y fricción la roca era más resistente, por lo que la producción de arena se veía disminuida. No obstante, se observa que para valores muy bajos de cohesión hay una producción de arena mucho mayor que para los demás casos, lo que reafirma la importancia de la cohesión en este fenómeno. Adicionalmente, se observa que si para un valor de cohesión se incrementa el ángulo de fricción la curva de producción de arena se hace más lineal, lo que quiere decir que el ritmo de producción sería constante como se puede observar en las curvas de los 3 casos presentados en la **Figura 10**.

Wang y Sharma (2016) profundizan en su estudio sobre estas relaciones, añadiendo el ángulo de dilatación de la roca, y corroborando que valores más bajos de cohesión y ángulo de fricción hacen que la roca tenga menores valores de resistencia, haciendo la roca más propensa al

fallo mecánico, y, adicional a esto, se presentaban ángulos de dilatación más altos que permitían una deformación plástica mucho mayor ante los mismos valores de esfuerzos.

Figura 10

Efecto del ángulo de fricción en la deformación de perforados después de iniciar producción de arena.



Nota. Efecto del ángulo de fricción interna sobre la forma de la cavidad alrededor del pozo, para valores de ángulo de fricción de (a) 20; (b) 30; (c) 40 y (d) producción de arena en el tiempo.

Tomado de: *A Fully 3-D, Multi-Phase, Poro-Elasto-Plastic Model for Sand Production* (p. 9) por

Wang H. y Sharma M.M., 2016, Society of Petroleum Engineers.

Dependiendo del modelo y de los diferentes criterios establecidos, se pueden obtener pequeñas variaciones en los resultados y conclusiones con respecto a cuál de los dos parámetros, cohesión y ángulo de fricción, tiene mayor influencia sobre las propiedades de resistencia de la roca. No obstante, las consideraciones en general de estos parámetros se mantienen, como por ejemplo que hay que tener en cuenta sus valores residuales una vez la roca falla y comienza a

deformarse; que dependiendo de estos valores la roca puede deformarse de una u otra manera, y que la tasa de producción de la arena y la manera como ocurre esta también está sujeta a estos valores.

Adicionalmente, diversos autores afirman que el **ángulo de dilatación** también tiene una influencia importante en el comportamiento del arenamiento. Este representa la facilidad que tiene la roca de sufrir una deformación plástica volumétrica, un valor más alto causará una deformación plástica mayor, lo que se puede interpretar como que ya la roca falló y la zona fallada se propaga más rápido y en mayor área.

Normalmente, el ángulo de dilatación está relacionado con los valores de cohesión y ángulo de fricción de manera inversa, es decir, rocas con valores mayores valores de dilatación presentarán una mayor deformación plástica y, por lo tanto, incurrir de manera más temprana en el arenamiento (Wang et al., 2016).

Nouri et al. (2007) también evaluaron la importancia de los valores residuales del ángulo de dilatación, sus resultados coinciden con los de Wang et al. (2016) y, en adición, afirman que para altos valores de esfuerzos de confinamiento efectivo la roca no presenta tanta dilatación, mientras que para valores de esfuerzos de confinamiento efectivo bajos se presenta mayor dilatación. Esto se debe a que para el primer caso se presenta una mayor ductilidad en la roca gracias a un endurecimiento post peak de la deformación, mientras que el otro caso tiene tendencia contraria.

También destacan que el ángulo de fricción interna puede demostrar valores variantes cuando se está deformando plásticamente la roca. Este comienza a aumentar debido a las fuerzas de fricción de las partículas de arena que están sufriendo la deformación, hasta llegar a un punto máximo a partir del cual se mantiene constante. Por lo que se estima que el ángulo de fricción

tiende a endurecerse. Comportamiento similar al de la cohesión, la cual tiende a aumentar mediante el aumento de la deformación plástica, pero una vez se llega al punto de fallamiento disminuye abruptamente debido a la pérdida del material cementante y de las fuerzas de unión entre partículas.

Es importante aclarar que el parámetro de ángulo de dilatación tiene su efecto sobre condiciones post falla. Es decir, no tiene gran influencia sobre el comienzo del arenamiento, pero sí define, junto con la cohesión y ángulo de fricción residuales, la manera en que la roca se deformará y la manera en que se va a producir la arena.

3.4 Presión de poro

La presión de poro es un parámetro bastante simple. Está influenciado por las propiedades petrofísicas de la roca, así como de las propiedades del fluido que contiene la formación. Este valor de presión tiende a descender con el agotamiento del yacimiento, y este fenómeno de depletamiento es lo que se relaciona con el arenamiento.

La presión de los fluidos atrapados en la roca actúa como un amortiguador de los esfuerzos a los que esta es sometida, disminuyendo su efecto. Una vez estos fluidos comienzan a agotarse la roca se verá sometida cada vez más a los esfuerzos totales, lo que quiere decir que los esfuerzos efectivos están en función de la presión de poro, como normalmente se considera en los criterios de falla.

La eficiencia de las presiones de los fluidos en una roca para contrarrestar los esfuerzos totales está representada por el **coeficiente de Biot**, por lo que una roca que tenga un coeficiente de Biot alto será más eficiente al disminuir la carga sobre la roca. Sin embargo, esto también quiere decir que la roca será muy dependiente del efecto de estos fluidos, y que una vez se comience a

depletar la roca sufrirá más esfuerzos totales sobre ella, llegando a fallar más rápido que una roca igual con un coeficiente de Biot más bajo.

Debido a esto el arenamiento es más cada vez más propenso a ocurrir a medida que se depleta el yacimiento, provocando inestabilidades en las cavidades por cambios en las magnitudes de los esfuerzos efectivos, e incluso en los regímenes de esfuerzos a los que la roca estaba sometida y bajo los cuales fue completada, como se había mencionado anteriormente en este trabajo.

Este tipo de teoría fue puesta a prueba por Tjioe et al. (2019) evaluando la deformación axial de más de 80 pozos de aguas ultra profundas en el Golfo de México. Se esperaba que esta formación, que consistía en arenas no consolidadas y altamente compresibles, sufriera un efecto de alta compactación provocado por el depletamiento del yacimiento, lo que desembocaría en producción de arena inducida por compactación gracias a un efecto de pandeo. Los resultados apoyaron la hipótesis debido a que los pozos que presentaban una deformación axial de más del 4% fallaban, aunque este efecto se reducía a medida que los pozos fuesen más horizontales debido a la reducción de la deformación axial con el ángulo del pozo.

Otro fenómeno por destacar, con relación a la presión de poro, es el mecanismo de falla por colapso de poro. Esto ocurre cuando las conexiones intergranulares de la roca comienzan a colapsar bajo altos esfuerzos efectivos y bajos esfuerzos diferenciales. Cuando esto ocurre de manera súbita en materiales más frágiles, la presión de poro tiende a aumentar debido al efecto de compactación en la zona fallada, lo que conlleva a una reducción de los esfuerzos efectivos. Este fenómeno es más propenso a ocurrir en rocas con alta porosidad, baja resistencia y altos esfuerzos efectivos con una relativa isotropía de estos.

En adición, aunque el aumento de la presión de poro ocasionada por el colapso evita la aparición de la falla por cizalla, este mecanismo de falla tiene el efecto de extenderse, a diferencia de la falla por cizalla que solo afecta la cavidad del hueco o del perforado, desde la zona fallada hacia los interiores del yacimiento ocasionando una compactación volumétrica de gran parte del yacimiento que deriva en el fenómeno de subsidencia (Nouri et al., 2003).

3.5 Propiedades Mecánicas

Además de los parámetros de resistencia de la roca que han sido mencionados anteriormente, también se encuentran algunos otros parámetros que también son considerados de suma importancia al momento de realizar los modelos predictivos para el arenamiento, ya que estos parámetros definen, en gran medida, el comportamiento de los materiales bajo perturbaciones, en este caso cómo se comportará la roca y qué tanto será afectada bajo los esfuerzos y deformaciones que sufra.

3.5.1 Módulos Elásticos

Estos parámetros son los llamados **módulos elásticos** o **constantes elásticas**, que definen la elasticidad de la roca y son los siguientes:

- Módulo de Young (E)
- Módulo de cizalladura o de elasticidad transversal (G)
- Módulo Bulk (K)
- Compresibilidad Bulk (1/K)
- Relación de Poisson (ν)

Relacionar los valores de estas constantes con su efecto en la tendencia del arenamiento en un pozo se puede lograr mediante modelos predictivos enfocados a su estudio paramétrico. La heterogeneidad natural de las formaciones dificulta el determinar un valor único para cada uno de estos parámetros. Sin embargo, si se obtienen datos de registros eléctricos y de tiempos de propagación de ondas en la formación se pueden correlacionar estos valores con las constantes elásticas al asumir unas condiciones simplistas, pero prácticas para hacer los modelos predictivos y poder realizar su estudio.

Joseph et al. (2012) realizaron uno de estos estudios paramétricos para relacionar la tendencia del arenamiento de un pozo con los valores de elasticidad de la roca mediante un modelo predictivo cuyos resultados se observaban con la CBHFP para lograr mayor practicidad del estudio.

Se obtuvo que la CBHFP tendía a aumentar con el incremento de los valores de módulo de cizalla, módulo de Young y compresibilidad Bulk, por lo que para valores más altos de estas constantes la roca era más propensa a producir arena. Por otro lado, con la relación de Poisson y el módulo Bulk ocurría lo contrario, ya que para valores más altos de estas constantes la CBHFP era más baja, en otras palabras, la roca soportaba una diferencia de presión mucho más alta antes de producir arena. Esto demuestra que la compresibilidad de la formación es el factor más influyente en el arenamiento en este caso.

Aunque algunas rocas son similares en características petrofísicas y condiciones de yacimiento, la distribución de los valores de las constantes elásticas puede variar considerablemente entre las diferentes formaciones en estudio en función de estas pequeñas diferencias en características petrofísicas y geomecánicas como tamaños y distribución de los granos, material cementante y demás. Esto hace que cada formación pueda comportarse como un

material diferente al considerar estas constantes. Razón por la cual se debe tener unos valores correctos de estos parámetros para poder realizar una simulación o estudio apropiado al caso.

La configuración de estos parámetros juntos define la dureza, fragilidad y ductilidad de una roca bajo esfuerzos. Es decir, qué tanto se deforma la roca bajo esfuerzos, qué tanto puede soportar los esfuerzos sin deformarse y qué tanto puede deformarse sin fallar, como el caso del vidrio y la goma, siendo el vidrio más resistente ante los esfuerzos, pero se deforma muy poco antes de fallar, mientras la goma se deforma plásticamente más rápido bajo menores esfuerzos, pero puede soportar estas deformaciones antes de fallar mecánicamente.

Una roca adecuada para producir hidrocarburo tiene que ser lo suficientemente dura para soportar la energía y esfuerzos aplicados, pero también debe tener un grado de ductilidad, para que pueda soportar algo más de deformación antes de llegar al fallo.

Lo anterior se puede observar con la relación entre el módulo de cizalla y la deformación plástica crítica en las siguientes ecuaciones:

$$G = \frac{\tau_m}{\Theta} \quad (7)$$

$$\varepsilon_{cp} = \frac{2\tau_y}{3G} \quad (8)$$

Donde τ_m y Θ son el esfuerzo cortante y la deformación angular, respectivamente, mientras ε_{cp} , τ_y y G son la deformación plástica crítica, yield strength y módulo de cizalla de la roca, respectivamente.

La deformación plástica crítica es la máxima deformación plástica que puede soportar la roca antes de fallar. Al analizar las ecuaciones notamos que un mayor módulo de cizalla permite

que la roca se deforme poco ante mayores esfuerzos cortantes, lo que la hace más resistente. No obstante, valores altos de módulo de cizalla disminuyen la deformación plástica crítica, por lo que la roca soporta menos deformaciones antes de fallar.

Esto es importante considerar al momento de hacer el modelo geomecánico del pozo y su completamiento por la inestabilidad y deformaciones que pueden llegar a presentarse por altas anisotropías de esfuerzos de la cavidad, lo que explicaría que la roca fallase mucho más rápido.

Adicionalmente, para casos en donde se hace la evaluación del arenamiento post falla también ocurre un efecto similar al del cambio de cohesión y ángulo de fricción provocados por el endurecimiento/debilitamiento de la deformación, pero esta vez con el módulo de Young, ya que con el fin de obtener un modelamiento correcto de la erosión en las cavidades en algunos modelos se considera un módulo de Young variable en función de la porosidad, la cual cambia con el tiempo debido al desprendimiento y migración de las partículas de arena de la formación (Gravanis et al., 2016).

3.5.2 Propiedades de Resistencia

Como ya se observó, los módulos elásticos definen los comportamientos de la roca como material, definiendo si la roca tuviese un comportamiento más resistente y frágil, o más plástico y dúctil, y en conjunto con propiedades como la cohesión, ángulo de fricción y ángulo de dilatancia definen cómo puede fallar la roca y cómo será su comportamiento una vez fallada.

No obstante, en geomecánica también se consideran unos parámetros que son más prácticos y experimentales, que ayudan a darle un valor propio de resistencia a la roca y que se puede trabajar y analizar de diversas maneras una vez se aplican las ecuaciones. En otras palabras, estos parámetros son el conjunto de los demás parámetros mecánicos de la roca y que se establecen en

un solo valor que le da la identidad de resistencia a la roca. Estos parámetros son normalmente el Uniaxial Compressive Strength, Thick Wall Cylinder y Effective Strength of the Formation (U), que deben su nombre y determinación a las pruebas experimentales que se mencionaron anteriormente, y que ahora se verán como parámetros con el fin de estudiar su influencia sobre el arenamiento.

3.5.2.1 UCS o Uniaxial Compressive Strength. Su traducción significa resistencia a la compresión uniaxial o resistencia a la compresión no confinada, y obtiene su nombre debido al procedimiento experimental que se realiza para obtener el valor. Básicamente, la muestra de la formación se somete a un esfuerzo axial y se mide el valor de este esfuerzo en el que la roca falla.

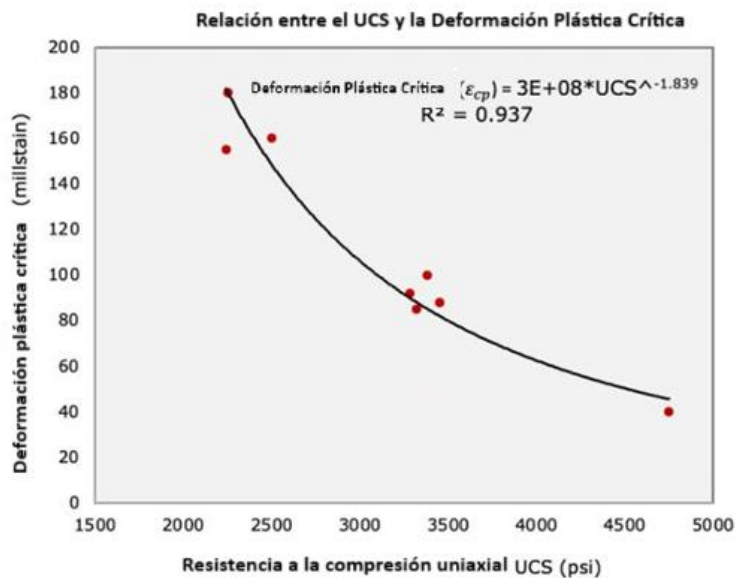
Este parámetro es de los más importantes para la evaluación geomecánica de cualquier roca, ya que esta mide un punto de falla y este punto se toma como el valor de resistencia de la roca, por lo que se termina usando en diversos criterios de falla y para demás cálculos de estabilidad de la roca. Por esto se toma este parámetro como el valor de resistencia de la roca a considerar. Es decir, rocas con valores altos de UCS tienen una configuración de las demás propiedades mecánicas tal que la roca puede considerarse resistente, y cuando se obtienen valores bajos se sabe que la roca tendría una configuración no resistente.

Se han hecho varios estudios con respecto al efecto de este parámetro en la producción de arena y los resultados han seguido la tendencia lógica que se esperaba. Entre mayor fuese el valor del UCS de la roca, mayor umbral de drawdown crítico tenía en la producción, pero también presentaba menor plasticidad y menor porosidad como se observa en la **Figura 11** y **Figura 12**, respectivamente.

También se han realizado estudios con respecto al comportamiento volumétrico de la roca según la resistencia a la compresión uniaxial, y viceversa. Se han obtenido resultados que demuestran que rocas menos deformables plásticamente son más resistentes, mientras que la porosidad de la roca disminuye la resistencia de la roca, lo cual es un resultado esperado y que corrobora lo discutido en el apartado de la presión de poro con respecto al fenómeno de colapso de poro.

Figura 11

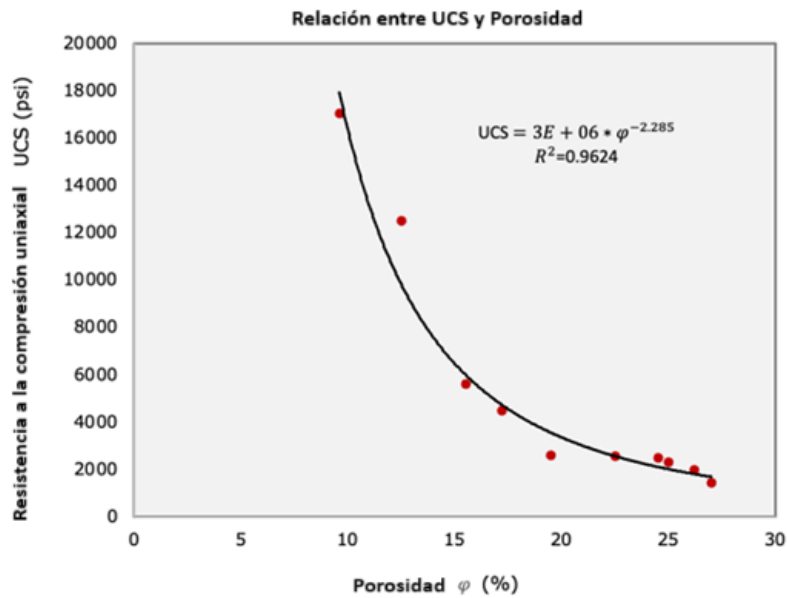
Comportamiento de la deformación plástica crítica vs UCS.



Nota. Efecto de la resistencia a la compresión uniaxial vs deformación plástica crítica, demostrando que rocas más resistentes se deforman menos antes de fallar. Modificado de: *Sand Production Prediction in Weak Sandstone Formation Using Finite Element Modeling (FEM) Approaches* (p. 3) por Hamid O. & Alfaraj R., 2023, International Geomechanics Symposium

Figura 12

Comportamiento del UCS vs porosidad de la roca.



Nota. Efecto de la porosidad sobre la resistencia a la compresión uniaxial de la roca demostrando que rocas más porosas son menos resistentes. Modificado de: *Sand Production Prediction in Weak Sandstone Formation Using Finite Element Modeling (FEM) Approaches* (p. 3) por Hamid O. & Alfaraj R., 2023, International Geomechanics Symposium

Cabe destacar que este parámetro de UCS es un valor estandarizado y utilizado en la geomecánica y en los estudios de estabilidad, y el relacionamiento de este con la cohesión de la roca permite clasificar el grado de consolidación de las rocas en su función, como se muestra en la **Tabla 1**. Esta estandarización le da un valor agregado a considerar al estudiar fenómenos como el arenamiento.

Tabla 1

Clasificación del grado de consolidación de la roca en función del valor del UCS.

Clasificación	UCS (psi)	Descripción
Inconsolidadas	<100	No existe túnel de perforación. Arena fracturada en zona dilatada
Poco consolidadas	<500	No existe túnel de perforación Daño en perforación
Friables	>500	Existe túnel de perforación Probabilidad de falla en el túnel
Consolidadas	>2500	Existe túnel de perforación Probabilidad de falla en el túnel por esfuerzos extremos

Nota. Modificado de: *Sand Control Training Course*, por Rodriguez E., 2008, Universidad Industrial de Santander.

Aunque el UCS es un valor de resistencia de roca bastante acogido y usado para estudios geomecánicos por su facilidad de obtención mediante pruebas experimentales, hay otros parámetros obtenidos a partir de otras pruebas de resistencia que se hacen más apropiados para estudiar fenómenos como el arenamiento.

3.5.2.2 HC O Hollow Cylinder. La mayoría de los modelos están basados en la prueba del cilindro hueco (HC, por sus siglas en inglés), y se asume que una vez falla el hueco se comienza la producción de arena. En adición, se desarrolla el modelo de las cavidades de los perforados y se asume que el hueco del pozo no influye en los esfuerzos de campo alrededor de los perforados, lo cual fue evaluado y comprobado (Papamichos y Furui, 2019).

Cuando se hacen dichas consideraciones se trabaja con el esfuerzo equivalente de la cavidad, σ_c , el cual es un valor equivalente a todos los esfuerzos axiales, radiales, tangenciales y de cizalla, según el caso, que soporta la cavidad, lo que hace más precisa la evaluación del efecto de estos en la cavidad del perforado, y que posteriormente se compara con la resistencia a la falla del hueco, σ_s , para establecer las condiciones del inicio del arenamiento.

Este valor de resistencia, σ_s , es el que se usa convencionalmente en el estudio de la inestabilidad de pozo. Al integrar este parámetro en criterios de falla como el de Mohr - Coulomb simplificado, el cual solo tiene en cuenta el esfuerzo tangencial, o en el de Mohr - Coulomb, que aplica el esfuerzo equivalente de la cavidad, se obtiene que la resistencia para el arenamiento es dos veces mayor que la de inestabilidad de pozo en el primer caso, y cuatro veces mayor en el segundo caso (Zhang, 2019). Esto demuestra la importancia de las variaciones y consideraciones en los modelos de arenamiento y criterios de falla, ya que algunos pueden dar resultados más conservadores en algunas configuraciones de pozo debido a la respuesta de sus consideraciones y cálculos con la configuración del pozo en cuestión. Esto se discute a mayor profundidad en el siguiente capítulo.

Esta prueba del cilindro hueco y su parámetro, HC, también tiene una variación llamada prueba del prisma hueco (HP, por sus siglas en inglés), el cual se usa para simular una configuración más heterogénea y anisotrópica de la formación y, por lo tanto, de los esfuerzos aplicados a esta.

Sin embargo, aunque la prueba del cilindro hueco es a partir de la cual, normalmente, se obtiene el valor de resistencia mencionado, se pueden encontrar correlaciones para relacionar los valores de la prueba HC con UCS o incluso correlaciones directamente de un valor de resistencia de referencia con el UCS para más practicidad al momento de evaluar mediante varios modelos o

incluso para obtener los valores de resistencia cuando no se tiene acceso a una prueba de HC, pero sí a una UCS.

3.5.2.3 TWC o Thick Wall Cylinder. Otro parámetro de resistencia utilizado en muchos modelos de arenamiento es el valor de resistencia obtenido en la prueba TWC. Este es similar al HC, pero el TWC tiene consideraciones de diámetros de hueco y de cilindro específicos para poder relacionar los resultados de varios experimentos.

Normalmente se toma el valor de la presión de confinamiento que produce arena equivalente a 3% del volumen del hueco, esto debido a que en esta prueba las partículas de arena comienzan a desprenderse del hueco una vez la presión de confinamiento es aplicada, por lo que se toma el valor de la presión una vez llega al 3% del volumen porque a partir de 7% la cavidad se colapsa y la celda se destruye, por lo que 3 a 5 % son valores bastante representativos y los que normalmente se toman (Morita, 2022).

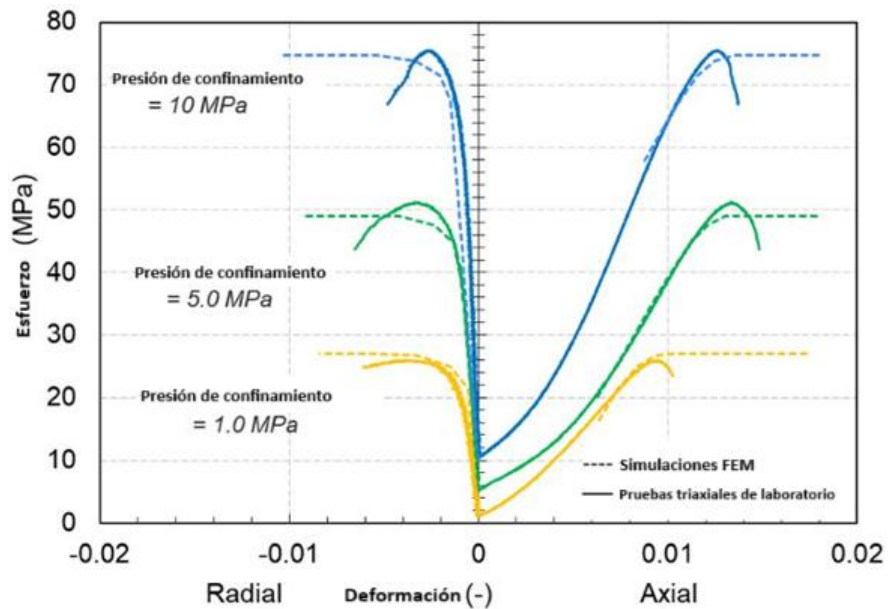
Esta prueba tiene diámetros de hueco específicos para realizar la prueba, debido a que se ha demostrado que el cilindro hueco tiene menor resistencia a la presión de colapso en cuanto mayor sea el diámetro del hueco.

La importancia de este valor radica en su aplicación a las condiciones de los perforados, ya que sus condiciones son similares a las que experimenta la cavidad del perforado en la formación, lo que facilita el modelado del fenómeno a través de este parámetro de resistencia. Adicionalmente, en casos donde no hay datos de producción de arena en un campo, como aquellos que se tienen planeados en una zona en etapa temprana de desarrollo, se puede hacer una simulación numérica de una prueba de TWC para calibrar los resultados de un modelo analítico que permita evaluar el arenamiento de manera eficaz y confiable (Asadi y Khaksar, 2023), los resultados de la simulación

numérica se validan con los resultados experimentales de la prueba TWC como se muestran en la **Figura 13**.

Figura 13

Comparación de las curvas de esfuerzo-deformación entre las pruebas de laboratorio triaxiales y las simulaciones numéricas.



Nota. Se calibra el modelo numérico del comportamiento elasto-plástico de la roca con pruebas triaxiales para, posteriormente, calibrar el modelo analítico. Modificado de: *Sand Production Evaluation: Experimental Testing, Analytical Solution, Numerical Simulation and Field Implications* (p. 4) por Asadi S. y Khaksar A., 2023, American Rocks Mechanics Association.

3.6 Parámetros Geométricos

Hemos observado con anterioridad que algunas configuraciones geométricas de los pozos y de los perforados pueden afectar la aparición y el comportamiento del fenómeno de arenamiento, como ocurre en las cavidades de los perforados según su forma geométrica.

La forma elíptica o circular de las cavidades es un parámetro decisivo para el comportamiento de los esfuerzos y deformaciones en dicha cavidad, debido a que se pueden presentar anisotropías más altas en el caso de la cavidad elíptica, la cual toma esa forma debido a un desbalance de los esfuerzos in situ, mientras que la cavidad circular es más estable desde el punto de vista de esfuerzos, pero esta tendría mayor posibilidad de fallar de manera uniforme en la cavidad y no de manera localizada (Aadnoy y Kaarstad, 2010).

Esta forma elíptica se presenta en altas anisotropías de esfuerzos debido a que la roca busca estabilizarse, comprimiéndose en una sección y alargándose en otra, obteniendo finalmente una forma elíptica. Una vez la roca falla en dicha anisotropía la tendencia se mantendrá en la deformación plástica de la roca, dando lugar a una deformación localizada.

La influencia de la geometría del perforado ya había sido estudiada por Zhang et al. (2007) y Wang et al. (2016), obteniendo resultados que establecían que la anisotropía de esfuerzos por un lado hacía que la roca fallase más rápidamente, pero también que su comportamiento post falla iba a permitir una estabilidad de arco ocasionada por una geometría elíptica del hueco, cuya cara larga se formaba en dirección del esfuerzo horizontal mínimo. Mientras que la roca con isotropía de esfuerzos tardaba más en fallar debido a su estabilidad, pero la deformación post falla era uniforme, haciendo que se produjese más arena en el tiempo como se observó anteriormente.

En adición, también se encontró que la profundidad y diámetro del túnel de perforado, así como la densidad de disparo, influían en la aparición y comportamiento del arenamiento, siendo que entre más túneles, más grandes y largos la inestabilidad era mayor, por lo que la roca era más propensa a fallar.

Detournay (2009) también destacó un efecto similar para cuando se producía colapso volumétrico, o colapso de poro. Mediante la simulación de una prueba de HC seco se observó que cuando ocurría colapso volumétrico se formaban bandas de compactación en la cavidad que hacían que, junto con el comportamiento hidrodinámico del fluido con las partículas, se formara una estabilidad de arco en las bandas que cada vez se hacían más profundas, y a través del tiempo la producción de arena se mantenía constante. No obstante, aunque el estudio corrobora una vez más el fenómeno de estabilidad de arco de arena, su metodología y consideraciones son limitadas, teniendo en cuenta que las bandas de compactación se formaron gracias al colapso volumétrico de la muestra seca, proceso que es más complicado de suceder en la formación real, la cual es más propensa a fallar por cizalla, por lo que se necesitaría más investigación con respecto a este fenómeno.

Como se había visto en apartados anteriores, estos efectos y comportamientos en la roca dependen en gran medida de la cohesión y ángulo de fricción. La roca siempre fallará en algún punto bajo esfuerzos, lo que decide cuándo y cómo lo hace son estos parámetros, por lo que esta estabilidad de arco se forma en rocas que tienen valores de cohesión y ángulo de fricción que lo permiten, de otra manera la roca siempre fallaría uniformemente, colapsando toda la cavidad y desprendiendo partículas de arena de gran tamaño en lugar de tender a deformarse con cierta geometría específica.

Sabemos que la razón de esta estabilidad de arco se debe a una transformación de los esfuerzos alrededor de la cavidad gracias a la forma de arco, que permiten disminuir el efecto de estos esfuerzos sobre la roca, otorgándole una resistencia que de otra manera no tendría.

Sin embargo, la formación de este arco, que puede ser por falla localizada de la roca o por simplemente la geometría determinada por el cañoneo, también describe unos comportamientos

sobre los fluidos de la formación y sobre el comportamiento de las partículas de arena. Esto siendo la manera en que los fluidos se comportan al acercarse cada vez más a la cavidad, y la manera en que las partículas de la arena forman o no estos arcos.

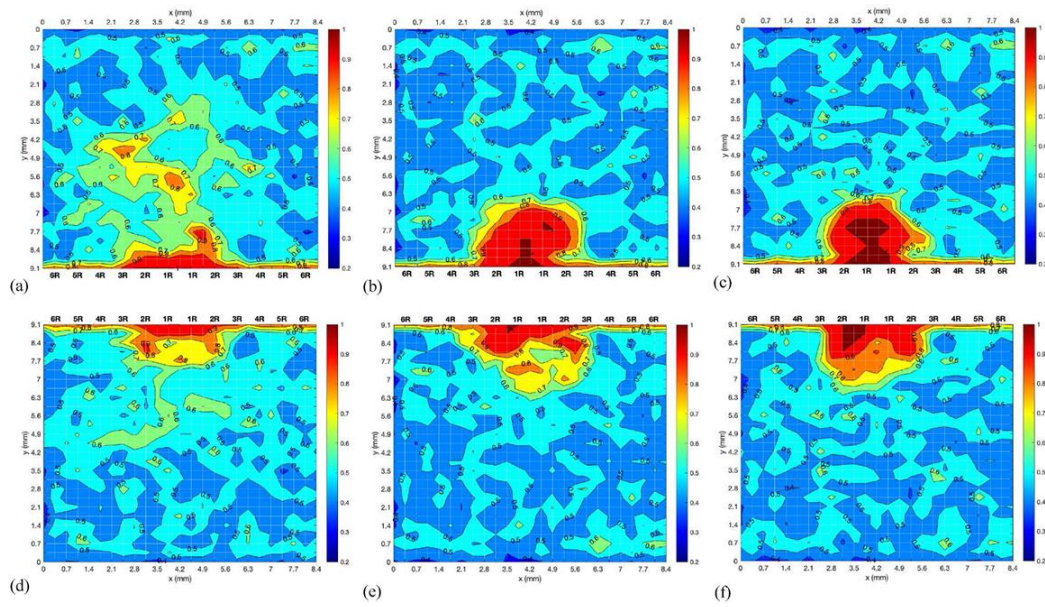
Dichos comportamientos fueron estudiados por Rakhimzhanova et al. (2022) mediante la simulación numérica de una muestra cilíndrica cañoneada, de manera que simulaba las condiciones que experimentarían las cavidades perforadas en las secciones superior e inferior de un pozo horizontal cementado; la variable principal del estudio fue la fuerza de unión (Γ) de las partículas, las cuales estaban en función de la cohesión y el ángulo de fricción interna. Después de crear una distribución de tamaños de granos y establecer la compactación y configuración del modelo se obtuvieron los siguientes resultados:

- Para menores fuerzas de unión se notaba que la cavidad tendía a producir más partículas de arena y de tamaño más fino, así como se producía una mayor cantidad de masa total. Por otro lado, la cantidad de partículas producidas era mayor para el perforado de la parte superior del hueco y menor para la parte inferior, lo que se podría explicar por un efecto gravitatorio que hacía que las partículas se mantuvieran en la formación.
- Al desarrollarse una forma esférica de la cavidad se aumentaban las fuerzas de tensión en esta, lo que hacía que fuera más propensa a fallar por tensión que por cizalla sobre todo en arenas no consolidadas. Esto coincidía con el resultado de Van den Hoek et al. (1996) en el que la falla por tensión ocurría, en lo que respecta al arenamiento, solo en huecos pequeños como los perforados en lugar de en huecos abiertos como los del pozo. Esto debido a que el efecto del tamaño del hueco permitía un umbral mayor de esfuerzos de cizalla, por lo que era más probable que la roca fallase en tensión primero. No obstante, aunque precedido por la falla de tensión, la roca siempre terminaría fallando por cizalla.

- Si se consideraban partículas no cementadas el efecto de formación del arco de estabilidad podía producirse cuando un gran número de estas partículas, el cual dependía del tamaño del perforado, fueran empujadas de manera simultánea hacia la cavidad formando una salida angosta para dichas partículas en las que se acumularían y formarían el arco.
- La estabilidad del arco dependía de un flujo constante de fluido y drawdown. Cuando ocurría un cambio el arco colapsaba y se formaba otro. Con esto se entiende que la estabilidad de arco depende en gran medida del tipo de fluido que se encuentre en la formación y de su flujo hacia el pozo, lo cual es importante considerar para casos de cortes de agua y flujo multifásico.
- Se produce un efecto Bernoulli cerca al túnel de perforados al ocasionarse un aumento de la velocidad del fluido hasta alcanzar un máximo en la cavidad, lo que se explica por una caída súbita de la presión en el túnel. Esto aumenta las fuerzas de arrastre alrededor de la cavidad, y a la vez aumenta la velocidad de las partículas de arena, ocasionando falla por erosión.
- Para menores valores de fuerzas de unión el efecto de la erosión sobre la cavidad es mucho mayor, por lo que ocurre un aumento de la porosidad en la cavidad y se expande cada vez más la zona plástica y la zona dañada, esto se puede observar en la **Figura 14** y **Figura 15**.

Figura 14

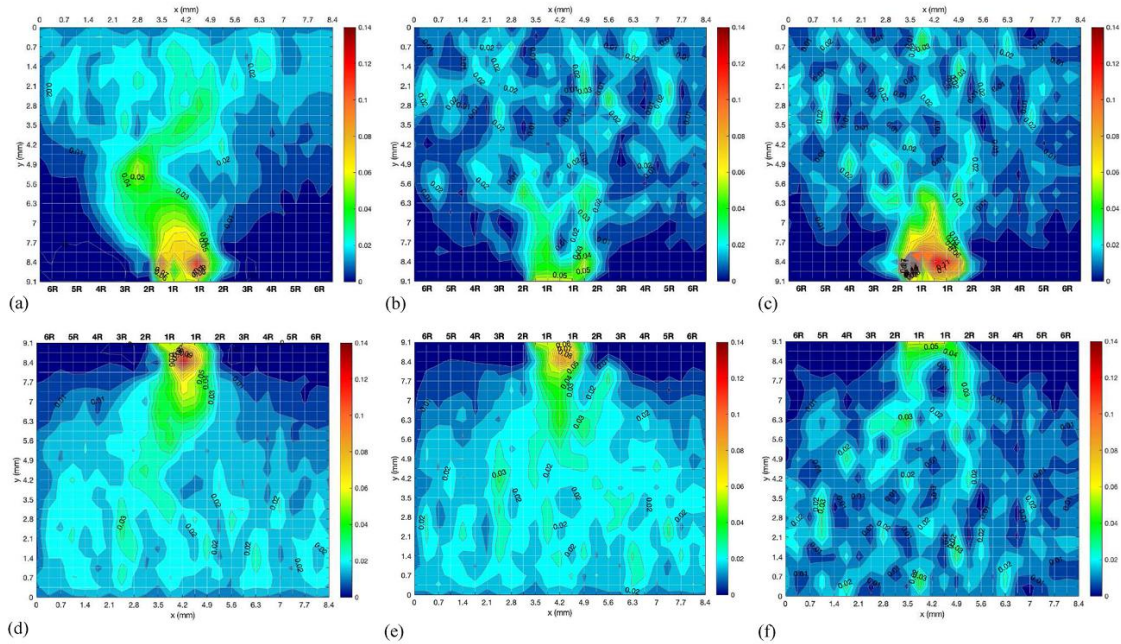
Porosidad promedio a 0.1 segundos de la producción de arena.



Nota. Donde a) y d), b) y e), c) y f) corresponden a las gráficas para valores de fuerzas de unión de $\Gamma = 5 \frac{J}{m^2}$, $\Gamma = 10 \frac{J}{m^2}$ y $\Gamma = 20 \frac{J}{m^2}$, respectivamente. Tomado de: *Numerical simulations of sand production in oil Wells using the CFD-DEM-IBM approach* (p. 11), por Rakhimzhanova A., Thornton C., Amanbek Y. y Zhao Y., 2022, Journal of Petroleum Science and Engineering.

Figura 15

Contorno de la velocidad promedio del fluido ocasionada por el drawdown a 0.1 segundos de la producción de arena.



Nota. Donde a) y d), b) y e), c) y f) corresponden a las gráficas para valores de fuerzas de unión de $\Gamma = 5 \frac{J}{m^2}$, $\Gamma = 10 \frac{J}{m^2}$ y $\Gamma = 20 \frac{J}{m^2}$, respectivamente. Tomado de: *Numerical simulations of sand production in oil Wells using the CFD-DEM-IBM approach* (p. 13), por Rakhimzhanova A., Thornton C., Amanbek Y. y Zhao Y., 2022, Journal of Petroleum Science and Engineering.

Como se vio, en general la geometría del hueco, o de la cavidad, y su desarrollo depende en gran medida de las fuerzas cohesivas, por lo menos hasta el momento del fallo principal de la roca. Una vez ocurre el fallo, el cual suele ser por corte, el desarrollo de la geometría de la roca estará dominado por los parámetros geomecánicos y parámetros hidrodinámicos, ya que una vez la roca falla y las partículas comienzan a desprenderse se suma el efecto de la erosión, la velocidad del transporte de las partículas, la formación de los arcos de estabilidad, y las propiedades del fluido que se libera por la cavidad, además de los cambios en las propiedades resistivas de la roca.

Por otro lado, la geometría del pozo ya se vio que no representa mucha influencia en la aparición de la arena cuando se trata de huecos cementados y cañoneados. No obstante, el diseño

del pozo sí puede llegar a afectar la estabilidad del perforado. Esto por parámetros como el ángulo de ataque, azimuth e inclinación del pozo, que pueden provocar mayor inestabilidad en algunos casos por una mayor anisotropía de esfuerzos; lo que hace más importante la cauta elección de los modelos y criterios con los que se desarrollarán las predicciones. Un mal modelo puede subestimar o sobreestimar el arenamiento, lo que en determinadas ocasiones puede traducirse en una pérdida de umbral de drawdown, o incluso un arenamiento más temprano de lo previsto.

3.7 Consideraciones Generales

Hay otros aspectos en el estudio del arenamiento que tienen influencia en la aparición y desarrollo de este fenómeno, los cuales normalmente se han tomado como consideraciones generales debido a que pueden ser variables o parámetros que son muy complejos de estudiar convencionalmente y/o que simplemente son aspectos lógicos o ya comprendidos del yacimiento, roca, pozo, o de la geomecánica que se dan por ciertos en determinados casos para poder proseguir con un estudio más enfocado sobre otros parámetros de los cuales suelen haber variaciones e incertidumbres más grandes y que tienen mayor afectación en los resultados.

De manera resumida, algunos de estas consideraciones generales pueden ser:

- ✓ La anisotropía de esfuerzos provoca mayor inestabilidad en el hueco, pero también facilita la falla localizada de la roca. Además, la influencia de estas anisotropías sobre la falla de la roca depende del completamiento y diseño del pozo, así como su orientación y desviación. Algunos diseños pueden provocar anisotropías mayores entre los esfuerzos horizontales, mientras que otros pueden provocar anisotropías con el esfuerzo vertical y horizontal. Cuál de casos es más conveniente lo establecerán las magnitudes de dichos esfuerzos.

- ✓ El agotamiento del yacimiento modifica tanto el efecto del esfuerzo vertical, así como el de los esfuerzos horizontales. No obstante, el efecto de este agotamiento es mucho más amplio sobre los horizontales, ya que el overburden no cambia significativamente en la mayor parte de los casos.
- ✓ Las formaciones de arena que están siendo producidas tienen habitualmente como primer mecanismo de falla la falla por corte o cizalla. Sin embargo, arenas no consolidadas, con valores muy bajos de fuerzas cohesivas, pueden fallar tan pronto se pongan a producir, y el mecanismo de falla que tiene mayor efecto en estas es el de falla por erosión provocada por las partículas desprendidas y por las fuerzas de arrastre de los fluidos.
- ✓ Al estudiar un pozo cementado y cañoneado en arenas con cierta consolidación, el tamaño del hueco del pozo no influye significativamente en los esfuerzos de campo de la cavidad de los perforados. Su influencia reside en la aparición y distribución de los esfuerzos principales en la cavidad por la baja presión del pozo, lo que forma el drawdown.
- ✓ El tipo de disparo afectará el comportamiento del arenamiento porque una vez se hace el cañoneo se está afectando y dañando la roca, haciendo que pueda aparecer una región de deformación plástica alrededor del túnel que puede tener tendencia a debilitarse por la presencia de dicha deformación, provocando que el agujero se dilate cada vez más por las condiciones de producción de los fluidos.
- ✓ La irrupción de agua en la formación productora disminuye la presión capilar y, por lo tanto, la cohesión capilar, lo que no afecta mucho la resistencia de corte de la roca, pero que sí induce la falla de tensión. Esto toma importancia porque en algunos casos el drawdown es suficiente para hacer fallar la roca por corte, pero la zona fallada se mantiene adherida a la superficie de la cavidad porque las fuerzas de arrastre pueden no ser lo suficiente para desprenderla. Sin embargo, una vez comienza la irrupción de agua es más fácil inducir falla

de tensión que hace más fácil mover esta zona que estaba fallada y arrastrarlas fuera de la cavidad (Morita y Boyd, 1991).

- ✓ Los pozos con producción cíclica, o que son cerrados y producidos de manera reiterada, pueden tener un arenamiento más temprano y producciones de grandes cúmulos de arena debido a que la carga cíclica induce la falla por tensión, y en los casos donde no se había desprendido la sección fallada de la cavidad se verá la producción súbita de estas secciones en superficie una vez reanudada la producción debido a la falla por tensión inducida.

Este capítulo muestra la gran variación de consideraciones que existen en los parámetros para predecir y evaluar arenamiento. Es un fenómeno que su naturaleza lo hace complejo, por lo que al momento de estudiarlo es necesario definirlo lo más preciso con el fin de limitar el alcance y poder concentrarse en los parámetros que el ingeniero considere pertinentes para el caso en estudio. Por eso hay una gran cantidad de modelos y criterios para arenamiento, y aún más variaciones de estos.

Elegir el modelo y criterio apropiados es determinante en los resultados de un trabajo en específico con el fin de evitar contratiempos y aumentar la practicidad de la aplicación a campo. Por ejemplo, algunos de los criterios convencionales y usados para estudios de estabilidad de pozo podrían no ser apropiados para ser aplicados a estudios de arenamiento, en su lugar se busca describir correctamente el comportamiento del esfuerzo equivalente de la cavidad para obtener una mayor precisión en cuanto a la evaluación del arenamiento en la cavidad. Zhang (2019) comprueba que al comparar varios criterios para los perforados ortogonales de un mismo pozo desviado se encontraba que para el MC convencional el hueco era más grande. Por lo tanto, usar este criterio para algunos estudios de arenamiento puede llevar a resultados erróneos. Este efecto se nota más en pozos inclinados debido a la aparición del esfuerzo cortante, como se mencionó antes.

Por lo anterior, en el siguiente capítulo se verá una recopilación de los modelos y criterios más usados y convenientes para estudiar arenamiento, así como las limitaciones de estos.

4. Modelos y Criterios de Falla para Estudiar Arenamiento

Estudiar los yacimientos subterráneos es, claramente, una tarea sumamente compleja y con aspectos politécnicos por su naturaleza heterogénea y porque es imposible tener una visión completa de lo que ocurre en el fondo. Debido a esto, los estudios del yacimiento se tienen que basar en aproximaciones sobre los mecanismos conocidos y que se espera que definan la mayor parte de su comportamiento, mientras que los mecanismos que no se conocen son los que se planean observar. Para esto se desarrollan modelos que combinan todos estos mecanismos mediante ecuaciones matemáticas, cuyas soluciones describen resultados significativos para entender el fenómeno en estudio.

Estas soluciones pueden ser empíricas, obtenidas mediante experimentos de muestras; estadísticas, que son conseguidas mediante métodos probabilísticos; analíticas, que son encontradas mediante simplificaciones físicamente lógicas de las ecuaciones y procesos; y las numéricas, que se calculan desarrollando, mediante métodos apropiados, las ecuaciones matemáticas de todos los fenómenos envueltos en el modelo.

Cada solución tiene sus ventajas, así como sus complicaciones. Sin embargo, para la mayoría de los casos, los modelos analíticos permiten la obtención de resultados significativos mediante mayor practicidad, por lo que muchos fenómenos se estudian con modelos analíticos.

En el caso del arenamiento los modelos analíticos se suelen establecer según el tipo de falla que se espera que ocurra. La falla de la roca en el caso de arenamiento se puede dar ya sea por corte, tensión, colapso volumétrico, o erosión. Una vez ocurre la falla se deben cumplir otras

condiciones para que se dé la producción de arena. Es decir, la roca no solo debe fallar, sino que las partículas de dicha zona fallada deben desprenderse de la superficie de la cavidad, para posteriormente ser depositadas en el túnel de la cavidad y llevadas a superficie por el efecto de la presión diferencial y las fuerzas de arrastre de los fluidos producidos. Si no se cumple el proceso completo la roca puede fallar y no desprender las partículas, caso en el cual no se tendrían muchas complicaciones; o puede que las partículas se desprendan y se queden en el túnel por fuerzas de arrastre insuficientes, provocando taponamiento de los perforados y disminución de la producción (Subbiah et al., 2020; Morita, 2022).

Es en ese punto donde se define la aplicabilidad de los modelos analíticos. La primera etapa del estudio del arenamiento, que abarca desde antes de ocurrir hasta el punto donde ocurre la falla, es conveniente enfocarla mediante ecuaciones y teorías con soluciones analíticas, ya que la mayoría de autores de arenamiento están de acuerdo en que la falla mecánica principal de la cavidad se da por corte o cizalla, contando con alguna participación de la falla en tensión en algunos casos, y con la excepción en el caso de las rocas no consolidadas, las cuales tienen falla por erosión casi desde el principio de la producción. Por otro lado, la segunda etapa del arenamiento, que abarca desde la falla de la roca hasta su transporte a superficie o afuera del hueco, es más complejo estudiarla analíticamente debido a la gran influencia que tiene la hidrodinámica, la plasticidad y la erosión en la formación, por lo que esta etapa se suele abordar mediante los modelos numéricos.

Dicho esto, la mayor parte de los modelos analíticos están basados en la idea de que el arenamiento empieza cuando falla la roca, preferiblemente por corte, por lo que las ecuaciones a resolver son las de los esfuerzos equivalentes aplicados en la cavidad a partir de la consideración de una teoría correcta y de los criterios de arenamiento correspondientes.

4.1 Criterios de falla y Soluciones Analíticas

Los criterios de falla utilizan el parámetro conocido como esfuerzos equivalentes de la cavidad (σ_c). Este consiste en un valor que define, según cada criterio, los esfuerzos que sufre la cavidad y que conllevan al fallo de esta, es decir, establecen qué parámetros se tienen en cuenta y la manera en que estos esfuerzos se comportarían hasta un eventual fallo. Este esfuerzo equivalente se introduce en una ecuación junto con los parámetros de resistencia de la roca con para establecer las etapas de arenamiento (Papamichos y Furui, 2019).

$$\sigma_c - \eta^p \sigma_s \begin{cases} < 0 & \text{Sin falla, Sin producción de arena} \\ = 0 & \text{Falla del hueco, Comienzo del arenamiento} \\ > 0 & \text{Producción de arena} \end{cases} \quad (9)$$

Donde σ_s es el valor de resistencia de la formación al arenamiento, y se obtiene mediante pruebas experimentales de HC/HP o mediante valores de UCS de una muestra mediante correlaciones. η^p corresponde a un factor de calibración para corregir el valor de sigma a los presentados en campo. En adición, los valores y parámetros de σ_c dependen, como ya se mencionó, de cada criterio de falla y las consideraciones que tenga.

Algunos criterios consideran valores de esfuerzos axiales, tangenciales y radiales; otros criterios pueden considerar o descartar uno o más de estos valores; y otros criterios pueden considerar parámetros adicionales con fines de calibración y ajuste. Adicionalmente, los modelos desarrollados bajo el mismo criterio de falla pueden diferir entre sí por la asunción de esfuerzos en función del depletamiento del pozo o en función del tiempo. No obstante, la manera en la que se distribuyen estos esfuerzos en la cavidad suele ser igual.

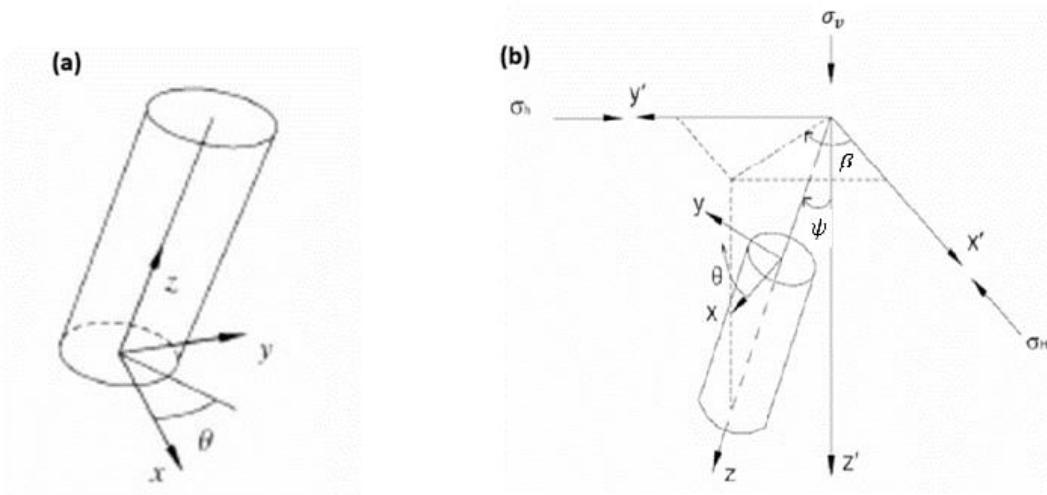
Normalmente, la distribución de estos esfuerzos en la cavidad depende en gran medida de las desviaciones y el azimuth del pozo o del perforado. Para resolver matemáticamente la aparición

de estos esfuerzos se usan tres sistemas de coordenadas, en los que el primero es un sistema cartesiano definido por la dirección de los esfuerzos in situ, en el que cada eje va paralelo a un esfuerzo. El segundo sistema define las coordenadas y ejes del cilindro en estudio, como se muestra en la **Figura 16 (a)**, habiendo un eje axial, otro radial y otro horizontal. Posterior a esto, el sistema de coordenadas del cilindro, que representa la geometría del pozo, se integra al sistema de coordenadas in situ; en pozos verticales el sistema de coordenadas del cilindro se transforma a coordenadas polares y queda alineado con el sistema de los esfuerzos in situ (Fjaer et al., 2008). Este tipo de aproximación y solución de las ecuaciones se conoce como solución de Kirsch.

Cuando el pozo o el perforado es desviado con respecto al segundo sistema de coordenadas, es decir, desviado de los esfuerzos in situ, se realiza la transformación al sistema polar y el esquema queda como se muestra en la **Figura 16 (b)**.

Figura 16

Definición del sistema de coordenadas para un pozo y su integración al sistema conjunto.



Nota: Sistema de coordenadas para el pozo (a) y para el sistema conjunto (b). Modificado de: *Petroleum related rock mechanics, second ed.*, por Fjaer E., Holt R.M., Horsrud P., Raaen A.M. y Risnes R., 2008, Developments in Petroleum Science, vol. 53 Elsevier. & *Wellbore Stability Analysis Based on a New True-Triaxial Failure Criterion*, por Al-Ajmi A.M y Zimmerman R.W., 2006, Royal Institute of Technology.

Con el sistema de coordenadas establecido apropiadamente se puede desarrollar la distribución de los esfuerzos.

4.1.1 Resolución de esfuerzos en la cavidad

Como hemos visto anteriormente, el efecto de los esfuerzos en la cavidad se ven en mayor medida en la cara de esta, debido a que a medida que aumenta la distancia hacia el yacimiento el efecto desaparece, por eso la solución de los esfuerzos en la cara de la cavidad de un pozo o perforado desviado se da como (Al-Shaabi et al., 2013):

$$\sigma_z = \sigma_z^0 - \nu[2(\sigma_x^0 - \sigma_y^0) \cos(2\theta) + 4\tau_{xy}^0 \sin(2\theta)] + 2\eta(P_0 - P_f) \quad (10)$$

$$\sigma_\theta = \sigma_x^0 + \sigma_y^0 - 2(\sigma_x^0 - \sigma_y^0) \cos(2\theta) - 4\tau_{xy}^0 \sin(2\theta) - P_w + 2\eta(P_0 - P_f) \quad (11)$$

$$\sigma_r = P_w \quad (12)$$

$$\tau_{\theta z} = 2(-\tau_{xz}^0 \sin(\theta) + \tau_{yz}^0 \cos(\theta)) \quad (13)$$

$$\tau_{r\theta} = \tau_{rz} = 0 \quad (14)$$

Cuyos parámetros se definen:

$$\eta = \alpha \left[\frac{1 - 2\nu}{2(1 - \nu)} \right] \quad (15)$$

$$\sigma_z^0 = (\sigma_H \cos^2(\beta) + \sigma_h \sin^2(\beta)) \sin^2(\psi) + \sigma_v \cos^2(\psi) \quad (16)$$

$$\sigma_x^0 = (\sigma_H \cos^2(\beta) + \sigma_h \sin^2(\beta)) \cos^2(\psi) + \sigma_v \sin^2(\psi) \quad (17)$$

$$\sigma_y^0 = \sigma_H \sin^2(\beta) + \sigma_h \cos^2(\beta) \quad (18)$$

$$\tau_{xy}^0 = 0,5(\sigma_h - \sigma_H) \sin(2\beta) \cos(\psi) \quad (19)$$

$$\tau_{yz}^0 = 0,5(\sigma_h - \sigma_H) \sin(2\beta) \sin(\psi) \quad (20)$$

$$\tau_{xz}^0 = 0,5(\sigma_H \cos^2(\beta) + \sigma_h \sin^2(\beta) - \sigma_v) \sin(2\psi) \quad (21)$$

Podemos observar que para un pozo vertical el ángulo entre z' y z desaparece, por lo que se puede reorientar el sistema de coordenadas para que los ejes coincidan con los esfuerzos in situ y simplificar las ecuaciones. De esta manera $\sigma_v, \sigma_H, \sigma_h$ se hacen iguales a $\sigma_z^0, \sigma_x^0, \sigma_y^0$, respectivamente, y los esfuerzos de corte se anulan. Adicionalmente, si se asume el hecho de que, para un pozo vertical, los esfuerzos en las caras de las paredes de la cavidad son máximos cuando el ángulo θ entre el eje x y y es igual a $\pm 90^\circ$, las ecuaciones de los esfuerzos finales quedan así:

$$\sigma_z = \sigma_v + 2\nu(\sigma_H - \sigma_h) + 2\eta(P_0 - P_f) \quad (22)$$

$$\sigma_\theta = 3\sigma_H - \sigma_h - P_w + 2\eta(P_0 - P_f) \quad (23)$$

$$\sigma_r = P_w \quad (24)$$

$$\tau_{\theta z} = \tau_{r\theta} = \tau_{rz} = 0 \quad (25)$$

En estos puntos se puede comenzar a establecer el efecto del agotamiento de los fluidos del yacimiento, así como del drawdown y del cambio de los valores de los esfuerzos in situ con respecto al agotamiento, mediante la integración y desarrollo de estos parámetros en las ecuaciones. Esto con el fin de que se le pueda añadir el aspecto operativo al modelo de arenamiento, permitiendo la evaluación de este a partir de valores de presión de fondo fluyente y de presión de yacimiento.

Posterior a desarrollar correctamente la distribución y expresión de los esfuerzos en la cavidad bajo las condiciones esperadas, se introducen dichas expresiones en un criterio de falla que sea apropiado para el modelo según las condiciones consideradas (Papamichos, 2020).

Se puede observar que un pozo vertical, u horizontal, con el sistema de coordenadas orientados a los esfuerzos in situ facilita los cálculos por la simplificación de las ecuaciones de los esfuerzos en la cavidad. Teniendo en cuenta que, para estas aplicaciones, los perforados se pueden considerar como huecos de pozos con diámetro reducido, y que en pozos cementados el hueco del pozo no tiene efecto en los esfuerzos sobre la cavidad del perforado, estas ecuaciones también se pueden aplicar y desarrollar para el caso de los perforados en el pozo, sean horizontales o verticales.

Por otro lado, la desviación del pozo, o del perforado, con respecto al sistema de coordenadas de los esfuerzos in situ vuelve más complejo y amplio el sistema de ecuaciones para los esfuerzos en la cavidad, lo que hace que, además de la descomposición de los esfuerzos que afectan un pozo vertical, también aparezcan los esfuerzos de corte, los cuales provocan una mayor inestabilidad en el hueco, sin mencionar los casos donde hay una mayor carga anisotrópica en las paredes de la cavidad.

Esto es importante tener en cuenta al momento de elegir el criterio de falla con el que se va a comparar la solución y valores de las ecuaciones de los esfuerzos en la cavidad. Criterios de falla que poseen un enfoque simplista, ya sea porque no consideran esfuerzos de corte, no consideran esfuerzos intermedios o solo toman en cuenta un tipo de esfuerzo, como es el caso del Mohr-Coulomb simplificado, pueden llegar a subestimar el efecto de estos parámetros, conllevando a unas soluciones y resultados alejados o erróneos que, en consecuencia, demuestren que el modelo no es adecuado para modelos de arenamiento reales.

Todos estos enfoques de los criterios de falla pueden afectar la medición correcta de la resistencia y falla de la roca, otorgando valores de inicio de arenamiento incorrectos, por lo que es responsabilidad de los ingenieros establecer un criterio de falla que sea acorde a las condiciones reales de su formación en cuestión.

4.1.2 Criterio Mohr-Coulomb

Es uno de los criterios más estudiados y utilizados para el desarrollo de modelos de inestabilidad y modelos de arenamiento gracias a la facilidad y practicidad de su implementación con las teorías poro-elásticas de las soluciones analíticas, aunque también se ha usado para algunas soluciones de teorías poro-elasto-plásticas.

La practicidad que posee este criterio se debe a que la mayoría de los parámetros que considera son reducidos, fáciles de obtener mediante pruebas y registros, y son lo suficientemente significativos para el estudio de arenamiento en comparación con otros criterios que tienen una precisión similar. Así mismo, complace la hipótesis de Mogi (1971a, 1971b) que establece que los criterios de falla no deben ser clasificados por tipo de roca o resistencia, sino por su aplicabilidad a todos los tipos de roca independientemente de su resistencia.

El arreglo de la distribución de esfuerzos de la cavidad y la solución de su respectivo sistema de ecuaciones es sencillo para este criterio. Sabemos que el arenamiento comenzaba cuando $\sigma_c \geq \eta^p \sigma_s$, y el criterio de Mohr-Coulomb define los esfuerzos de la cavidad como:

$$\sigma_c = \frac{1}{4} \left[\sigma'_{\theta i} + \sigma'_{z i} + \sqrt{(\sigma'_{\theta} - \sigma'_{z i})^2 + 4\tau_{\theta z i}^2} \right] \quad (26)$$

Por lo que el criterio queda de la siguiente forma:

$$\sigma'_{\theta i} + \sigma'_{z i} + \sqrt{(\sigma'_{\theta i} - \sigma'_{z i})^2 + 4\tau_{\theta z i}^2} \geq 4\eta^p \sigma_s \quad (27)$$

Según Zhang y Jincai (2019) esto demuestra que el criterio de Mohr-Coulomb establece la resistencia al arenamiento como cuatro veces mayor que la resistencia convencional que posee un pozo a fallar por corte. Es decir, el valor que se utiliza comúnmente en estudio de estabilidad de pozo.

Se puede observar que esta variación del criterio tiene en cuenta los parámetros más influyentes que se suelen presentar en el arreglo de la distribución de esfuerzos de un pozo o perforado, ya sea orientado o vertical. Asimismo, por el lado derecho de la ecuación los parámetros no dificultan el criterio y no son complicados de obtener experimentalmente, debido a que el valor

de resistencia se puede obtener a partir de pruebas de HP/HC o correlaciones a partir del UCS o TWC. Por lo anterior, este criterio es el más usado para soluciones analíticas.

La importancia de integrar y considerar correctamente los parámetros de los criterios se puede destacar si observamos la forma simplificada del criterio de Mohr – Coulomb, ya que este solo considera influyente el esfuerzo tangencial para determinar el punto de falla como lo describe la **ecuación 28**:

$$\sigma_c = \frac{\sigma'_{\theta i}}{2} \quad (28)$$

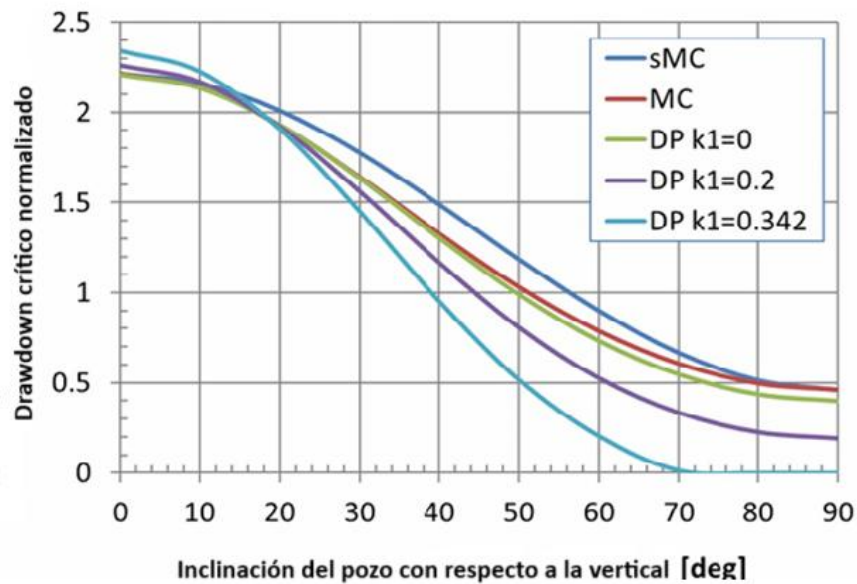
Por lo que el criterio de falla queda de la siguiente forma:

$$\sigma'_{\theta i} \geq 2\eta^p \sigma_s \quad (29)$$

Es bastante sencillo observar que al excluir del criterio a los esfuerzos axiales y de corte se afecta la medición y predicción del fenómeno de arenamiento. Se produce una desviación e incertidumbre en los resultados ocasionada por la no consideración de estos parámetros que se ha demostrado que son influyentes en la cavidad. Dicha incertidumbre aumenta junto con la complejidad de la geometría del hueco en estudio, por lo que al aplicar esta variante del criterio Mohr – Coulomb se pueden obtener datos completamente erróneos y alejados de la realidad, sobre todo para pozos o perforados desviados y que no queden orientados con respecto a las coordenadas de los esfuerzos in situ (Papamichos y Furui, 2019).

Figura 17

Drawdown crítico normalizado para los criterios de SMC, MC y DP vs desviación de un pozo o perforado con respecto a la vertical.



Nota. Donde sMC es Mohr- Coulomb simplificado, MC es Mohr Coulomb y DP es Ducker Prager. Modificado de: *Analytical models for sand onset under field conditions* (p, 5), por Papamichos E. y Furui K., 2019, Journal of Petroleum Science and Engineering.

Como se puede observar en la **Figura 17**, los diferentes criterios de falla describen distintas presiones de drawdown crítico a medida que el pozo se desvía. Se destaca el comportamiento que tiene el criterio de Mohr – Coulomb convencional contra el simplificado, ya que, aunque son el mismo criterio en sí, se observa una diferencia notable entre sus curvas, sobre todo en ángulos de desviación entre 10° y 80°.

Esta diferencia se debe a la influencia de los esfuerzos de corte que aparecen en la distribución de esfuerzos al desviar el pozo con respecto al sistema de coordenadas original, ocasionando mayores esfuerzos equivalentes dentro de la cavidad. El criterio convencional al tomar en cuenta este efecto otorga un resultado más conservador que la variante simplificada en configuraciones de pozo, o perforados, desviados. Adicionalmente, la variante simplificada siempre considera solo el esfuerzo de carga, o el esfuerzo tangencial, incluso en casos donde el

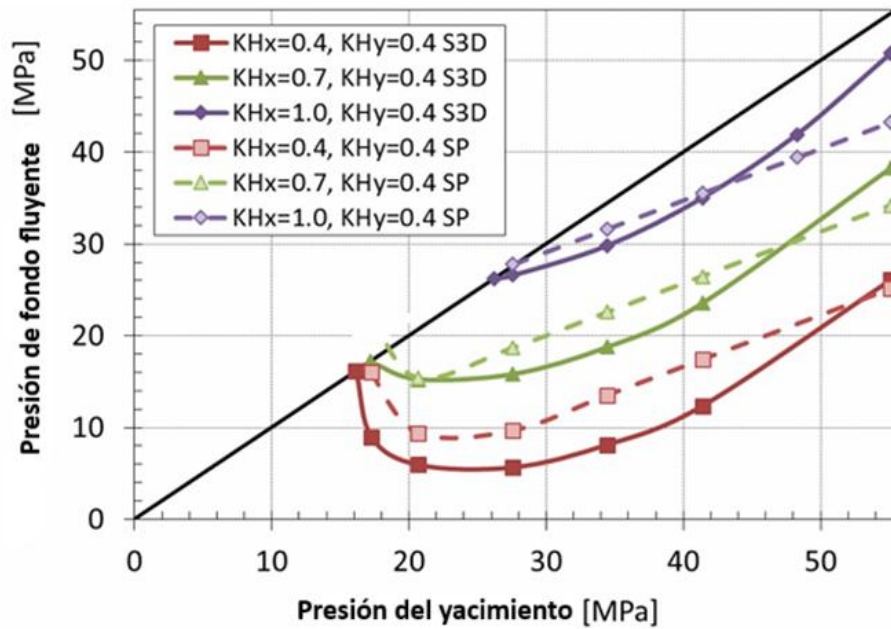
esfuerzo axial es el esfuerzo principal. Esto provoca mayor diferencia entre las dos variantes del criterio y mayor desviación para la variante simplificada (Papamichos y Furui, 2019).

No obstante, aunque MC es un criterio práctico y ampliamente usado, en la literatura geomecánica se han desarrollado varios casos de estudios en los que se compara el criterio MC con otros criterios que también tienen cierta afinidad y practicidad para casos de arenamiento y estabilidad de pozo, como los criterios de Ducker-Prager, el de Von Mises y el de Hoek-Brown, entre otros.

En dichos estudios se ha demostrado una sensibilidad por parte del criterio de Mohr-Coulomb para casos que presentan altas anisotropías de esfuerzos, especialmente para anisotropías de esfuerzos laterales, en los que se encuentra un valor mucho más conservador de arenamiento en comparación con los otros criterios; este resultado conservador se traduce en una sobreestimación del arenamiento que a la vez significa un menor umbral de operación de CBHFP. Adicionalmente, las curvas de estabilidad en las gráficas de BHFP vs presión de yacimiento son más lineales y rectas, sobre todo para estos casos mencionados de alta anisotropía de esfuerzos, mientras que las curvas de los modelos numéricos o los modelos analíticos más complejos desarrollados con Ducker-Prager tienen una curvatura más pronunciada (Zhang y Jincai, 2019; Papamichos y Furui, 2019).

Figura 18

Gráfica de curvas de estabilidad de arenamiento para el criterio de DP y el criterio de MC.



Nota. Donde S3D corresponden al modelo numérico 3D de Ducker Prager y SP corresponde al modelo analítico Mohr Coulomb. Modificado de: *Analytical models for sand onset under field conditions* (p, 11) por Papamichos E. y Furui K., 2019, Journal of Petroleum Science and Engineering

En la **Figura 18** se observa que las curvas de MC se linealizan a medida que se presenta mayor anisotropía de esfuerzos laterales. En adición se evidencia la tendencia de este criterio a otorgar resultados más conservadores.

Esta sensibilidad y variación del criterio de MC con respecto a otros criterios de falla desarrollados en modelos con resultados más realistas se debe, en parte, a la omisión del esfuerzo intermedio en su criterio, lo que provoca que este no describa el comportamiento correcto de una configuración triaxial verdadera, en la que la anisotropía de esfuerzos es lo más influyente.

Al dejar por fuera dicho parámetro se provoca, por un lado, un resultado más conservador porque el esfuerzo intermedio en una configuración triaxial puede añadirle un valor adicional de resistencia a la roca, por lo que el valor del punto verdadero de fallo de la roca es más alto que el descrito por Mohr-Coulomb; mientras que, por otro lado, al no tener en cuenta el esfuerzo intermedio se disminuye el impacto e influencia del coeficiente de Biot en la predicción de la roca, lo que se opondría a la idea de que una teoría poroelástica es apropiada para estudiar y describir el inicio del arenamiento en una formación (Al-Shaabi et al., 2013).

4.1.2.1 Variación de Mogi-Coulomb. El criterio de Mogi-Coulomb es una variación triaxial del criterio de Mohr-Coulomb. Fue presentada por Al-Ajmi y Zimmerman (2005) al verificar experimentalmente que las fallas bajo esfuerzos poli-axiales se podían predecir a partir de datos de pruebas triaxiales mediante la implementación del criterio de Mogi-Coulomb.

Este criterio incluye el esfuerzo intermedio, σ_2 , mediante el esfuerzo de corte octaédrico, τ_{oct} , el cual corresponde a:

$$\tau_{oct} = \frac{1}{3} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} \quad (30)$$

Adicionalmente se incluye el esfuerzo normal efectivo:

$$\sigma_{m,2} = \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} \quad (31)$$

Y el criterio queda de la siguiente forma:

$$F = \left(\frac{2\sqrt{2}}{3}\right) c \cos \phi + \left(\frac{2\sqrt{2}}{3} \sin \phi\right) \left(\frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2}\right) - \frac{1}{3} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} \quad (32)$$

Teniendo en cuenta que la falla ocurre cuando $F \leq 0$, se puede observar que el criterio de falla de Mogi-Coulomb tiene un mayor valor para F que en el caso de Mohr-Coulomb, por lo que tardaría más en fallar. Es decir, según la ecuación se observa que el criterio Mogi-Coulomb es menos conservador que su variante original.

Por otra parte, se puede observar también que si en la prueba triaxial $\sigma_2 = \sigma_3$, el criterio de Mogi-Coulomb se reduce exactamente al criterio de Mohr-Coulomb, por lo que no tendrían diferencias entre sí en una prueba triaxial con baja anisotropía de esfuerzos, por lo que la importancia de su aplicación radica en casos de altas anisotropías, donde el criterio Mohr-Coulomb podría tender a desviarse.

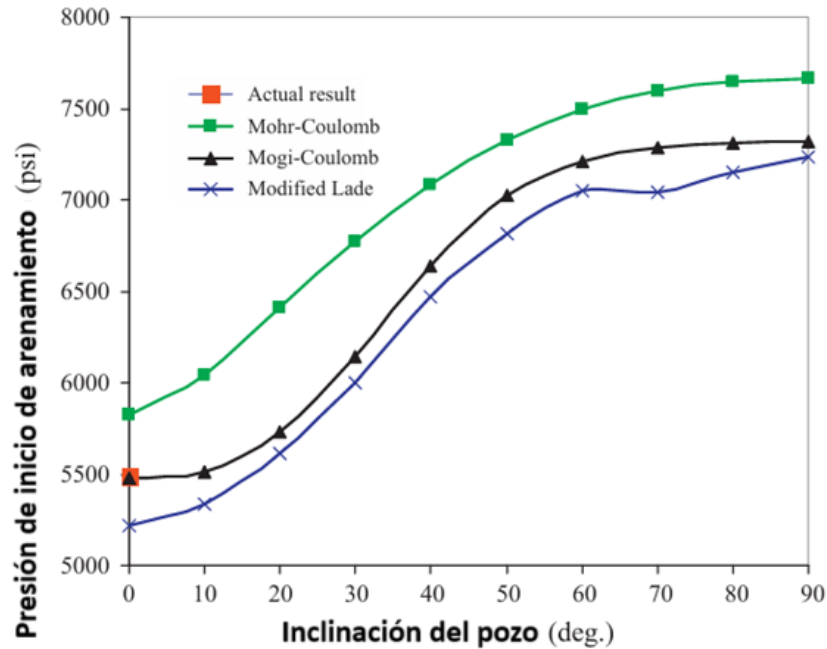
Para verificar su hipótesis experimentalmente Al-Shaabi et al. (2013) desarrollaron un modelo de predicción de arenamiento mediante el criterio Mohr-Coulomb y otro modelo mediante el criterio Mogi-Coulomb que obtenían la CBHFP en función de la inclinación del pozo. Estos modelos los aplicaron a un caso estudio presentado por Yi et al. (2004, 2005) que correspondía a un pozo vertical cementado y cañoneado en un campo de Estados Unidos al cual se le había observado producción de arena para una BHFP de 5486 psi.

Los resultados del modelo desarrollado con Mogi-Coulomb fueron convergentes con el dato de producción real, ya que obtuvieron una CBHFP de 5478 psi, mientras que el modelo desarrollado con Mohr-Coulomb obtuvo una CBHFP de 5820 psi, lo que corroboraba la hipótesis de la sobreestimación del arenamiento y la obtención de resultados más conservadores. Adicionalmente, para objetivos de comparación, se desarrolló e implementó un modelo con el criterio modificado de Lade. Como se observa en la **Figura 19**, a comparación de los otros dos

modelos, este dio unos resultados por debajo de los reales, lo que se interpretaba como que el criterio modificado de Lade tendía a subestimar el arenamiento.

Figura 19

Presión de fondo fluyente crítica en función de la inclinación del pozo.



Nota. Se observa desviación de parte del criterio de Mohr-Coulomb y Lade Modificado, mientras el criterio de Mogi-Coulomb se adapta al valor verdadero del pozo. Modificado de: Three dimensional modeling for predicting sand production (p, 8) por Al-Shaabi S. K., Al-Ajmi A. M. y Al-Wahaibi Y., 2013, Journal of Petroleum Science and Engineering.

El criterio de falla de Mohr-Coulomb desarrollado por Papamichos y Furui (2019) es distinto al desarrollado por Al-Shaabi et al. (2013) por las distintas condiciones iniciales y de frontera que ambos consideraban propiamente, lo que derivada en expresiones diferentes para la solución de los esfuerzos y la falla del material.

Los primeros consideran el esfuerzo radial inicial como el menor esfuerzo principal e igual a 0, mientras que los segundos lo establecían igual al valor de la presión del pozo. También difieren en su método de calibración, ya que unos utilizan las pruebas de prisma hueco (HP) o cilindro hueco (HC), mientras que los otros calibran con pruebas triaxiales. A pesar de esto, ambos modelos están basados en una correcta teoría poro-elástica y son lo suficientemente similares para ser comparados, sobre todo con la variación de Mogi-Coulomb, cuyo objetivo principal es evaluar la influencia de la consideración del esfuerzo intermedio en la falla del material (Eshiet y Sheng, 2021).

Cabe destacar que aún con la desviación y enfoque conservador del criterio de Mohr-Coulomb, la mayoría de las compañías optan por este criterio para desarrollar sus modelos predictivos debido a la facilidad que otorga este para la solución de las ecuaciones y los pocos parámetros que necesita, además de que la sobreestimación del arenamiento no se consideraría un problema de alta relevancia, ya que solo se pierde cierto margen de producción por la diferencia de presión de fondo fluvente crítica, adicional a que se puede llegar a calibrar con la implementación de algunos factores de corrección obtenidos de datos de campo.

La variación y uso de otros criterios de falla para arenamiento se suele deber a casos específicos de aplicación, o para el desarrollo de estudios que permitan observar y/o evaluar las falencias y fortalezas de cada criterio, esto con la finalidad de facilitar y agilizar la elección de un criterio en específico basado en las necesidades de la compañía y el pozo.

La sobreestimación del arenamiento puede no ser un problema de alto impacto en las operaciones, pero la subestimación de este fenómeno sí lo puede llegar a ser debido a la planeación incorrecta de las operaciones de producción provocadas por datos desfasados. Es decir, Mohr-Coulomb puede tener cierto grado de imprecisión, pero su efecto no llega a provocar un

arenamiento más temprano de lo esperado, lo que sí puede ser provocado por el uso de criterios que llegan a subestimar el arenamiento, como ya se vio que fue el caso del criterio de Lade Modificado.

4.1.3 Criterio Drucker-Prager

Otro de los criterios más aplicados en estudios de arenamiento es el criterio Drucker-Prager. Este criterio es similar al modelo de Mohr-Coulomb y para cargas isotrópicas sus resultados suelen ser los mismos. El criterio tiene su diferencia en la consideración del esfuerzo principal intermedio, y la integración del parámetro de k_1 , el cual es un parámetro de fricción que cuyo efecto se ve reflejado en la anisotropía de esfuerzos axiales en el hueco. Dicho efecto puede ser mayor o menor dependiendo de la configuración del hueco y el yacimiento.

Para poder analizar mejor lo que constituye el criterio y los posibles efectos que tiene se puede resolver el criterio de falla para su aplicación al arenamiento. Para esto se desarrolla la distribución de esfuerzos en el hueco y se implementa en la ecuación original del criterio de falla. Al final se puede obtener la siguiente ecuación del criterio de Drucker-Prager para arenamiento:

$$-(\sigma_{zi} + \sigma_{\theta i})k_1 + \sqrt{\sigma_{\theta i}^2 + \sigma_{zi}(\sigma_{zi} - \sigma_{\theta i}) + 3\sigma_{\theta zi}^2} = k \quad (33)$$

Y al encontrar k , el cual es un parámetro dependiente de σ_5 , la ecuación nos otorgará el valor de los esfuerzos equivalentes de la cavidad.

$$\sigma_c = \frac{-(\sigma'_{zi} + \sigma'_{\theta i})k_1 + \sqrt{\sigma'^2_{\theta i} + \sigma'_{zi}(\sigma'_{zi} + \sigma'_{\theta i}) + 3\sigma'^2_{\theta zi}}}{-3k_1 + \sqrt{3}} \quad (34)$$

Se puede notar la similitud entre este criterio y el de Mohr-Coulomb con la distribución de esfuerzos y los parámetros que suele considerar, con la diferencia de que el criterio Drucker-Prager normalmente denota el mayor efecto del esfuerzo axial sobre la resistencia al arenamiento gracias al comportamiento de k_1 , ya que, al crecer este parámetro, se tiene una mayor influencia por parte de la anisotropía de esfuerzos axiales.

Debido a esto, en algunos casos el criterio Drucker-Prager otorga los valores más conservadores para el arenamiento en comparación con otros criterios, y en otros casos otorga los más optimistas. El primer caso ocurre cuando el esfuerzo axial es menor al esfuerzo lateral, mientras que el segundo ocurre cuando el esfuerzo axial es mucho mayor al esfuerzo lateral. En otras palabras, al usar el criterio de Drucker-Prager en pozos verticales se obtendrá mayor resistencia al arenamiento, mientras que los pozos horizontales serán más débiles según este criterio (Papamichos y Furui, 2019; Papamichos, 2020).

Cabe destacar que este comportamiento solo ocurre en casos de considerables anisotropías de esfuerzos. Para casos isotrópicos el criterio se ajustará a Mohr-Coulomb, por lo que no habrá diferencias significativas en sus resultados siempre y cuando la calibración de ambos criterios sea a partir de los mismos datos.

4.1.3.1 Variación de Von Mises. Al igual que el criterio de Mohr-Coulomb, para el criterio de Drucker-Prager también existe una variación de su criterio, este se conoce como el criterio de Von Mises.

Este criterio no es usado comúnmente para casos de arenamiento. Su aparición en los estudios se debe a que es la variación de Drucker-Prager para cuando $k_1 = 0$, es decir, no se considera el parámetro de fricción adicional. La omisión de este parámetro de fricción reduce la

utilidad y aplicabilidad de esta variación en el campo porque este parámetro propio de Drucker-Prager funciona como una segunda calibración del criterio con los datos con el fin de que el comportamiento descrito por el modelo desarrollado con DP sea lo más similar al caso real.

El parámetro k_1 determina la influencia de los esfuerzos axiales en una alta anisotropía de esfuerzos. Al ser $k_1 = 0$ se pierde dicho efecto sobre los cálculos de los esfuerzos en una carga anisotrópica, por lo que el comportamiento descrito por el criterio estará desviado con respecto a los datos esperados, o simplemente no mostrará mejora significativa al compararlo con el criterio de Mohr-Coulomb.

Como se pudo ver, el criterio Drucker-Prager está desarrollado de manera que permita sobreponerse a la dificultad que pueda implicar la complejidad de casos de arenamiento de altos valores de anisotropías de esfuerzos, especialmente para anisotropías axiales, manteniendo resultados confiables y la practicidad de las soluciones poro-elásticas para el modelamiento analítico del inicio del arenamiento.

A pesar de esto, una de las desventajas más notables del criterio es su necesidad adicional de calibración del parámetro de fricción k_1 , lo que puede disminuir su selectividad en casos donde no se tengan las suficientes muestras, equipos o condiciones para hacer pruebas de prisma hueco (HP) con el fin de calibrar este parámetro en adición a la calibración común del resto de criterios.

Incluso después de asumir este parámetro, y de calibrarlo, los resultados del criterio son considerablemente similares a los de Mohr-Coulomb en la mayoría de los casos, y en casos de altas anisotropías de esfuerzos sus resultados tampoco son significativamente mejores en las soluciones analíticas y poro-elásticas. Por lo tanto, el criterio de Drucker-Prager, y la variación de Von Mises,

no se considera superior al criterio Mohr-Coulomb, y su aplicación se limita a casos sumamente especiales.

4.1.4 Criterio Hoek-Brown

El otro de los criterios de falla usados en los modelos analíticos y las soluciones poro-elásticas es el modelo Hoek-Brown. Este criterio, a diferencia de los anteriores, es formulado empíricamente mediante prueba y error, y mediante la observación del comportamiento de masas rocosas fracturadas o intactas (Hoek y Brown, 1980). Este se centra especialmente en el estudio de formaciones de roca fracturada o que conlleven gran anisotropía y heterogeneidad, por lo que es preferible usarlo para casos de alta complejidad.

Debido a la naturaleza empírica del criterio este varía dependiendo no solo de si la roca está fracturada o intacta, sino que también tiene parámetros dependientes del material, mineralogía y textura de la roca, por lo que va parcialmente en contra de la hipótesis de Mogi que exponía que los criterios de falla deben poder ser aplicables a cualquier roca independientemente de su tipo o material, solo en función de sus parámetros de resistencia.

A pesar de esto, el criterio de Hoek-Brown permite el estudio de casos complejos de rocas fracturadas, en las que criterios como Mohr-Coulomb no podrían desarrollarse correctamente debido a la complejidad de la estructura de la roca, y en los que Hoek-Brown puede otorgar resultados confiables mediante soluciones prácticas, lo que disminuye la necesidad de realizar un modelo numérico para estos casos de rocas de alta heterogeneidad.

La función del criterio de Hoek-Brown para cuerpos de rocas intactos puede describirse como (Manshad et al. 2022):

$$\sigma'_1 = \sigma'_3 + c_o \left(m_b \frac{\sigma'_3}{\sigma_{ci}} + s \right)^a \quad (35)$$

Donde m_b , s y a son parámetros en función del material y de la configuración de la roca.

A esta ecuación se le pueden acoplar los parámetros de esfuerzos de la cavidad para obtener una función para la CBHFP.

Aunque la función original del criterio también se puede desarrollar de manera distinta, por lo que quedaría de la siguiente forma (Yi et al, 2005; Hoek y Brown, 1980):

$$F = \frac{\sigma_3}{\hat{q}_{uc}} - \frac{\sigma_1}{\hat{q}_{uc}} + \sqrt{s + m \frac{\sigma_3}{\hat{q}_{uc}}} \quad (36)$$

Se puede observar en ambas fórmulas que el UCS juega un papel muy importante en el criterio, y se pueden desarrollar modelos basados en este criterio a partir de datos de pruebas de resistencia de la roca como la UCS.

La consideración específica de los parámetros de resistencia propios de la roca le da el valor agregado al criterio. El hecho de que esté planteado de tal manera que, al desarrollarlo para cada tipo de roca, este otorgue resultados únicos y propios de dicha roca disminuye la linealidad del comportamiento e influencia de los esfuerzos en esta, lo que es sumamente importante para dar resultados más cercanos a la realidad en los casos de altas heterogeneidades o rocas fracturadas.

En adición, el modelo también permite la implementación del esfuerzo medio efectivo y el esfuerzo octaédrico para desarrollar la variante 3D, similar al caso de Mogi-Coulomb. Esto expande las posibilidades del modelo y de sus virtudes para casos de rocas complejas y que

necesiten una mayor precisión mediante la implementación y consideración del esfuerzo intermedio.

Manshad et al. (2022) realizó un análisis de sensibilidad de varios parámetros de arenamiento mediante dos modelos Hoek-Brown, uno bidimensional y otro 3D mediante la consideración del esfuerzo intermedio. Se concluyó que el modelo original incurría en el mismo comportamiento conservador que Mohr-Coulomb y Drucker-Prager también describen, mientras que el modelo 3D se ajustó mejor a los datos. Adicionalmente, los autores también destacan que entre mayor precisión se tenga en los valores de resistencia de la roca, como el valor de UCS, mejor será el ajuste del modelo Hoek-Brown.

En general, se ha observado en distintos estudios de criterios de falla que, para el arenamiento, en la mayoría de los casos, los resultados entre los distintos criterios no son significativamente distintos, por lo que ninguno tendría una solución matemática considerablemente superior, a excepción de casos sumamente específicos de aplicación en los que uno u otro criterio podría ser más apropiado dependiendo de su método. Pero para la mayor parte de los casos reales de modelos analíticos de arenamiento el criterio de Mohr-Coulomb otorga resultados confiables y prácticos mediante soluciones lo suficientemente sencillas.

Visto lo anterior, de la sección de los modelos analíticos y criterios de falla se pueden destacar las siguientes observaciones (Manshad et al., 2022; Al-Shaabi et al., 2013; Eshiet y Sheng, 2021; Papamichos y Furui, 2019; Rahmati et al., 2013):

- Los modelos analíticos poseen la practicidad de su aplicación en casos de predicción del inicio del arenamiento mediante consideraciones netamente mecánicas de la roca, por lo

que no se consideran las fuerzas de arrastre, hidrodinámicas y erosivas como causas del arenamiento en estos casos.

- Un criterio ampliamente aceptado y asumido en las predicciones del arenamiento es que este ocurre solo después del fallo por corte de la roca, provocado por la diferencia de presión entre el pozo y el yacimiento. Por lo que los modelos analíticos y criterios de falla se desarrollan esperando un fallo por corte, dejando de lado las situaciones donde ocurren fallas por tensión, por erosión, o por colapso de poro.
- La mayor parte de los criterios de falla para arenamiento son desarrollados para detectar una falla por corte, y los resultados permiten integrarlos a los modelos analíticos para soluciones predictivas del fenómeno. Sin embargo, en la mayoría de los casos y aplicaciones, estos criterios tienen resultados conservadores, lo que hace que se sobreestime el arenamiento, se pierda un umbral de producción en la CBHFP predicha, y se tenga una desviación con el comportamiento del fenómeno si no se tiene la suficiente data para calibración.
- Los modelos analíticos se suelen desarrollar basados en la teoría de poro-elasticidad de los materiales, por lo que se omite la consideración de un comportamiento plástico antes de la falla del material. Esta consideración es, por supuesto, simplista y limitada, y es la causa de los valores conservadores por parte de la mayoría de los modelos analíticos. Esto ocurre porque los modelos analíticos estarían asumiendo un fallo temprano debido a la elasticidad, pero la realidad es que la plasticidad le da un mayor valor de umbral de resistencia a la roca debido a la deformación.
- Las variaciones 3D de los criterios de falla, y su integración a los modelos analíticos les otorga una mayor precisión a los resultados debido a la consideración de todos los esfuerzos

en una configuración anisotrópica. En estos casos los modelos analíticos se asemejan bastante a los resultados de las soluciones numéricas.

- Una vez ocurre la falla de la roca los modelos analíticos se quedan obsoletos en términos prácticos para evaluar las consecuencias del arenamiento post falla, es decir, el ritmo de producción de arena, el efecto de la erosión y las fuerzas de arrastre, y el desarrollo de la geometría de la cavidad de los perforados. Debido a esto, se usan soluciones numéricas para esta segunda etapa del fenómeno.
- Una roca dúctil provocará un mayor desvío en los resultados de los modelos analíticos desarrollados netamente con soluciones poro-elásticas, debido a que estas rocas pueden sufrir una deformación plástica antes de alcanzar el punto de deformación plástica crítica, es decir, el fallo. En otras palabras, los modelos analíticos podrían tener problemas para describir el inicio del arenamiento en rocas no consolidadas o con baja consolidación, y mucho más si se considera que en rocas no consolidadas en la mayoría de los casos la roca ya está sufriendo falla por erosión de las partículas desprendidas.
- Entre los criterios de falla más utilizados para estudio predictivo de arenamiento destacan Mohr-Coulomb, Drucker-Prager y Hoek-Brown, siendo el primero el más usado por su practicidad y facilidad de calibración y desarrollo. Los restantes tienen contienen más parámetros para calibración, lo cual es una desventaja con respecto a Mohr-Coulomb, aunque en casos específicos les permite una descripción más precisa y adecuada del fenómeno. No obstante, a excepción de estos casos específicos para cada modelo, los modelos no demuestran una superioridad significativa en las soluciones analíticas ya que los resultados son considerablemente similares en la mayor parte de los casos, por lo que el

criterio Mohr-Coulomb sigue siendo el más adecuado de usar para los modelos analíticos de arenamiento.

Es claro que el modelamiento analítico del arenamiento se queda corto para todo el fenómeno completo al no considerar todos los posibles tipos de falla de la roca, y al sobreestimarlos al aplicar soluciones netamente poro-elásticas y continuas que provocan una sobrecarga de esfuerzos en la roca que no suele ocurrir realmente debido a la plasticidad y al desprendimiento de las partículas de la roca.

Adicionalmente, los modelos analíticos no son prácticos para desarrollar el modelamiento de la erosión, la hidrodinámica y la plasticidad. La aplicación de estos modelos analíticos se limita a aplicaciones rápidas de campo para una predicción rápida de la aparición de la arena cuando la roca falla, lo cual es un proceso mayormente mecánico (Rahmati et al., 2013).

Por lo anterior es necesario, en aplicaciones avanzadas, el desarrollo de modelos numéricos que permitan una evaluación completa del fenómeno del arenamiento, sus diferentes tipos de falla y los efectos de la plasticidad, la discontinuidad, la erosión, la hidrodinámica y la geomecánica.

4.2 Soluciones Numéricas

La segunda etapa del arenamiento, una vez la roca falla, está caracterizada por la influencia de otros procesos sobre este fenómeno adicionales al proceso mecánico que establece mayoritariamente su comportamiento durante la primera etapa, antes del fallo.

Estos procesos y parámetros adicionales que comienzan a influir sobre la roca están relacionados con la naturaleza del fenómeno, ya que para que el arenamiento pueda ocurrir, completamente, se deben cumplir las siguientes 5 condiciones (Morita, 2022):

1. La roca debe fallar debido a altos esfuerzos efectivos.
2. Las partículas de arena se deben desprender de las paredes de la cavidad del hueco.
3. Las partículas deben fluir fuera del perforado, hacia el pozo.
4. El arco de arena debe ser destruido debido a altos flujos o alta erosión.
5. Las partículas de arena deben ser levantadas desde el fondo del pozo y llevadas a superficie.

De estas 5 condiciones solo la primera es acaparada completamente por el modelamiento analítico común, ya que esta condición tiene una dependencia totalmente geomecánica en la mayoría de las rocas, por lo que no es complejo estudiarla y predecirla mediante las soluciones analíticas con la aplicación de la teoría poro-elástica y las demás asunciones simplistas que este método implica. Este punto conlleva hasta el fin de la primera etapa del arenamiento, es decir, su comienzo.

El resto de las condiciones son más complicadas de estudiar y simular, ya que se deben integrar otros parámetros, procesos y fenómenos para que estas se puedan dar. Por ejemplo, para que la condición 2 se pueda dar no solo hace falta que falle la roca, sino que la cohesión y ángulos de fricción residuales, así como la distribución de esfuerzos y el flujo de los fluidos, sean apropiados para que estas partículas se puedan desprender del cuerpo original de roca. Se han observado casos en los que la roca falla, pero las fuerzas cohesivas y demás condiciones de la formación permiten que estas partículas falladas no se desprendan de la cavidad.

Siguiendo con el ejemplo, la condición 3 necesita mayor consideración, porque el no cumplimiento de esta es más común en los casos de campo, donde el asentamiento de las partículas desprendidas en la cavidad del perforado causa el taponamiento de dichos perforados, disminuyendo la producción y provocando la necesidad de trabajos workover o de intervención de

pozo. En consecuencia, la correcta simulación de este caso es sumamente importante para saber si las condiciones actuales del pozo, yacimiento y la roca permitirán que, una vez falle la roca, las partículas desprendidas podrán ser evacuadas por los fluidos del yacimiento hasta la superficie.

Los modelos que poseen una mejor descripción del comportamiento real del arenamiento, y que pueden detectar el cumplimiento de las condiciones del fenómeno, se desarrollan mediante la derivación de las ecuaciones principales de cada mecanismo presente en dicho fenómeno, como lo son (Eshiet y Sheng, 2021):

1. Ecuaciones del balance de materia para las diferentes fases del flujo del material poroso saturado, acaparando las fases sólidas, fluidizadas y líquidas.
2. Ecuaciones para el flujo del fluido a través del medio poroso.
3. Ecuaciones para alteración de la permeabilidad y porosidad.
4. Leyes constitutivas que describen el comportamiento mecánico poro-elastoplástico de la roca.
5. Leyes constitutivas que describen el comienzo del arenamiento y la tasa de erosión del material sólido.
6. Ecuaciones correspondientes a los criterios de arenamiento.

Estas ecuaciones, teorías y leyes permiten la observación de mecanismos presentes en el arenamiento, y que son sumamente influyentes en todas las etapas de este. La simplificación de estos mecanismos podría evitar que se observasen efectos como la deformación localizada en anisotropías de esfuerzos, las bandas de compactación del colapso volumétrico en formaciones altamente porosas, la estabilidad de arco de arena en rocas de buena consolidación, la adherencia

de las partículas falladas a la cavidad por altas fuerzas cohesivas residuales, el desprendimiento y erosión inmediata del material en rocas no consolidadas, entre otros.

No obstante, la implementación de todos estos mecanismos en un modelo numérico conlleva no solo gran complejidad por la cantidad de parámetros que se necesitan, sino también por la capacidad y tiempo computacional necesarios para poder llevar a cabo la resolución del modelo en cuestión. Por lo anterior, hay una gran cantidad de variaciones de modelos numéricos, en los que los autores simplifican algunos mecanismos y se centran en otros según sea su objetivo de estudio con el fin de facilitar el desarrollo del modelo numérico, y de reducir la complejidad, carga computacional y el tiempo que lleva realizar el estudio.

Uno de los principales diferenciadores entre los modelos numéricos es el modelo hidromecánico del arenamiento, que junta el mecanismo de erosión con el flujo de fluidos para estudiar el efecto del cambio de masa y volumen en la cavidad provocado por las fuerzas de arrastre y las partículas degradadas.

No es muy difícil suponer el por qué esta es una parte diferenciadora de los modelos numéricos, ya que la mecánica de fluidos es una parte fundamental en la solución de este, y dependiendo de la geometría espacial, o la dimensión, que se utilice se puede dificultar más el modelo. Es decir, si se quiere estudiar, por ejemplo, el efecto del mecanismo de erosión en un arreglo 3D se deberían tener consideraciones como tamaño, forma y distribución de partícula, geometría de la cavidad, flujo en medio poroso, flujo en canal, tipo de fase de flujo, entre otras.

En un arreglo 3D el análisis de flujo de fluidos no tiene solución analítica, por lo que tienen que ser resueltas mediante las ecuaciones de Navier-Stokes, cuya simulación necesita de un software especializado y de una capacidad computacional mucho más alta. Cheung (2010) y Zhou

et al. (2011) desarrollaron estudios de modelamiento numérico de arenamiento con aplicación de las ecuaciones de Navier-Stokes para análisis de flujo de fluido, el primero en un arreglo de 1 dimensión, y el segundo en un arreglo 3D.

El otro diferenciador en la aplicación de los modelos numéricos es la continuidad o discontinuidad desarrollada en el modelo. El enfoque continuo consiste en que la materia sea tratada de manera continua en las ecuaciones principales. Es decir, se asume que el material no puede ser separado o roto en pedazos más pequeños, mientras que la discontinuidad sería el equivalente contrario, lo que permite simular el fenómeno de desprendimiento individual de las partículas de la matriz de la roca (Rahmati et al., 2013).

Dicho esto, es común pensar que el fenómeno de arenamiento es de naturaleza discontinua, pero la realidad es que la mejor descripción para este sería describirlo, y estudiarlo, como un fenómeno continuo y dinámico que a escala micro se comporta de manera discontinua.

El modelamiento discontinuo es más complejo que el continuo en términos de desarrollo de ecuaciones y capacidad computacional, por lo que la mayoría de los autores se centran en desarrollar un estudio del fenómeno mediante criterios de erosión aplicados a los modelos continuos para evitar la necesidad de integrar un enfoque discontinuo y poder obtener resultados más eficientes. No obstante, existen variantes híbridas en las que algunos mecanismos del arenamiento se estudian de manera continua, y otros de manera discontinua al integrar ambos enfoques en un modelo numérico y obtener la ventaja de aplicación de ambos en un tiempo de desarrollo eficiente.

Cabe mencionar que, por su naturaleza, el enfoque discontinuo es mucho más útil para casos de rocas no consolidadas y cuyo arenamiento se debe mayormente a la falla por erosión del

material, en la que las partículas desprendidas y las fuerzas de arrastre son el criterio clave para su estudio, y en el que mecanismos como la falla por corte, la deformación localizada o los arcos de estabilidad se encuentran ausentes.

Según Rahmati et al. (2013) el modelo constitutivo óptimo es aquel que pueda capturar todos los tipos de falla de la roca, ya sea por tensión, corte, compresional (colapso), o erosión, adicional a que pueda describir el efecto de la histéresis en los casos de producción cíclica en el pozo. Esto se lograría mediante la combinación de un modelo de endurecimiento cinemático e isotrópico y una correcta teoría de estado crítica.

En la **Figura 20** y la **Tabla 2** se resumen algunos de los modelos y estudios sobre arenamiento que se encuentran en la literatura y las diferentes metodologías aplicadas en ellos.

Figura 20

Modelos numéricos continuos para producción de arena desarrollados en la literatura.

Modelo	Geometría y método de solución	Criterio de falla	Endurecimiento/deblitamiento	Combinación	Fases	Criterio de arenamiento	Alteración permeabilidad en la zona afectada	Otras características
Morita et al. (1989) Morita et al. (1998) Burton et al. (1998)	3D; Elemento Finito (FE) (SAND3D software)	Modelo cinemático con tope	Sí (flujo friccional)	Iterativamente combinado	Sólido y fluido	Límite máximo de deformación plástica	Sin cambio	(1) Solo el inicio del arenamiento (2) Aplicado también a yacimientos de gas (Burton)
i et al. (2002)	Simetría Axial 2D; FE; implícito	MC modificado con falla tensil	Sí	Completo	Sólido y fluido	Falla en tensión	$\frac{k}{k_0} = \exp[-2.88 * 10^{-3} (\sigma'_1 - \sigma'_0)]$	Cero rigidez, compresibilidad y alta permeabilidad para la zona tensil licuada
Yi (2001)	Simetría Axial 2D; FD	MC	No		Sólido, fluido y arena fluidizada	Erosión	$\frac{k}{k_0} = \gamma \left(\frac{\rho^3 (1-\phi_0^2)}{\phi_0^3 (1-\phi^2)} \right) * \left(\frac{1}{1 + \frac{\rho \Delta \sigma}{\rho_s}} \right)$	Consideración de deposición de arena en medio poroso
y Xue (2002)	FE; Crank-Nicholson para integración de tiempo	MC	No	Completo	Acetite, agua, sólido y arena fluidizada	Erosión	Ley de Kozeny-Poiseuille y Carman-Kozeny	
Chin y Ramos (2002)	2D y 3D; FE; explícito; iteración NR	Drucker-Prager	No	Combinado	Fluido y sólido	Dilatación por corte	Ley de potencia con porosidad (exponente = 5.6)	Porosidad cambia en función de la deformación plástica volumétrica
; et al. (2011)	2D; FE	Modelo de roca sedimentaria	Sí	Completo	Fluido y sólido	Desplazamiento (el material que pasa la cara del pozo es removido)	k cambia en función de la dilatación o la deformación volumétrica: $k = \exp(A \epsilon_v)$	(1) Mallado adaptativo (2) Formulación arbitraria euleriana lagrangiano (3) Regularización de energía de fractura
Azadbakht et al. (2012)	2D, FE para fluido y FD para sólido	MC Bilinear	Sí	Combinado secuencialmente	Fluido y sólido	Erosión	k cambia linealmente con porosidad	(1) Efecto del agua es considerada al reducir la cohesión (2) Módulo Bulk cambia linealmente con porosidad (3) Después de porosidad crítica, propiedades residuales son asignadas al elemento para material de relleno

Nota. Modificado de: *Review of Sand Production Prediction Models* (p, 3, 4, 5) por Rahmati H., Jafarpour M., Azadbakht S., Nouri A., Vaziri H., Chan D. y Xiao Y., 2013, Journal of Petroleum Engineering

Tabla 2

Modelos numéricos discontinuos para producción de arena desarrollados en la literatura.

Modelo	Geometría y software	Forma de partícula	Criterio de falla de la partícula	Análisis de flujo de fluidos
O'Connor et al. 1997	2D	Partículas irregulares	Falla por tensión	2D, FE, ley de Darcy
Jensen y Preece, 2000	2D, MIMES software	polígono de n-lados	Falla por tensión	2D, FE, ley de Darcy
Li et al., 2006	2D, PDFC2D software	Circular	(1) Tensión (2) Corte (3) Compresión	2D, FD Explícito, ley de Darcy
Li y Holt, 2002	2D, PFC2D software	Circular	(1) Tensión (2) Corte	2D, redes de flujo de fluidos, ley de Darcy
Cheung, 2010	3D, PFC3D software	Esférico	(1) Tensión (2) Corte	1D, Ecuaciones de Navier-Stokes
Zhou et al. 2011	3D, PFC3D software	Esférico	(1) Tensión (2) Corte	3D, Ecuaciones de Navier-Stokes (CFD)

Nota. Modificado de: Review of Sand Production Prediction Models (p, 11) por Rahmati H., Jafarpour M., Azadbakht S., Nouri A., Vaziri H., Chan D. y Xiao Y., 2013, Journal of Petroleum Engineering.

En algunos estudios y situaciones se necesita, y se hace más preciso, aplicar un modelo numérico híbrido entre modelo continuo y discontinuo, aunque no es tan común operativamente. No obstante, lo que sí es común operativamente es la falta de datos de producción de arena en etapas tempranas de los campos.

Cuando no se tienen datos de producción de arena de algunos pozos o campos no se tienen datos para validar los modelos desarrollados para dicho pozo o campo. Por lo que en la mayoría de

las situaciones se suele aplicar una prueba de producción de arena en el campo, que consiste en disminuir la presión de fondo fluyente hasta que se obtiene producción de arena en superficie. El valor mínimo donde se comenzó a ver la producción de arena se toma como CBHFP y se utiliza para validar los modelos posteriores.

La limitante de esta solución aparece cuando por alguna razón no se quiere, o no se puede, hacer el procedimiento descrito. Esto puede deberse a que no se quiere inducir un fallo temprano en la roca que pueda afectar la producción esperada. También, en los campos y pozos costa afuera es complicado hacer el procedimiento porque algunas compañías productoras cuentan con políticas que no permiten equipo de control y manejo de arenas en la superficie de la plataforma.

Aquí es donde se hace importante los diferentes métodos para predecir el arenamiento en etapas tempranas de producción o desarrollo de un pozo.

Es aquí donde aparecen los modelos combinados o CAN (Combined Analytical – Numerical Method) por sus siglas en inglés. Esta metodología consiste en utilizar la precisión y confiabilidad que otorgan los modelos numéricos al simular matemáticamente determinadas pruebas experimentales como las Thick Wall Cylinder Test o la prueba triaxial, que se validan con pruebas reales. Posteriormente, se utiliza el modelo numérico para validar un modelo analítico que permita realizar estudios y predicciones confiables en tiempos más eficientes, todo esto sin la necesidad de realizar una prueba de producción de arena, o incluso sin haber perforado el pozo (Younessi et al., 2018).

5. Metodología CAN

5.1 Descripción del método

El método analítico y numérico combinado (CAN, por sus siglas en inglés), como lo describe Younessi et al. (2018), consiste en abarcar un enfoque híbrido para modelar el arenamiento en ausencia de datos de producción de arena, esto haciendo uso de la precisión y calibración propia de los métodos numéricos, y la eficiencia y confiabilidad de los métodos analíticos. Esta metodología está basada en los métodos propuestos por Willson et al. (2002) y Van der Zee y Brudy (2006); siendo el primero de estos la aplicación de la solución analítica y el último la solución numérica.

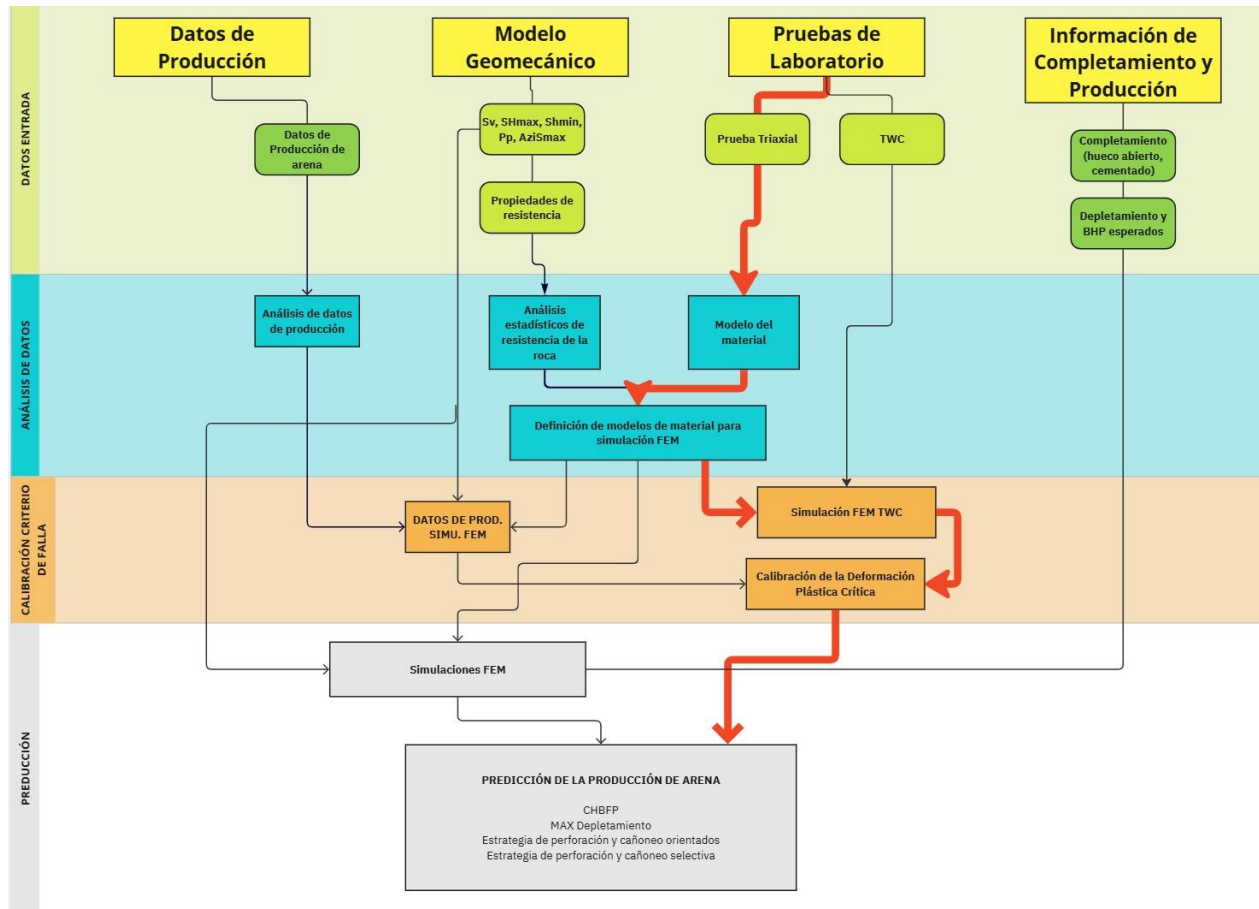
Estos dos métodos han sido replicados y modificados en gran variedad de estudios de arenamiento, cada uno en función de las necesidades y finalidades de dicho estudio y de la información y datos que se tengan al alcance. Por lo que hay variaciones donde se modifica uno u otro método para adaptarse al estudio o para proponer una nueva metodología que facilite o que solucione problemas, como lo suelen ser la confiabilidad y precisión reducida de los modelos netamente analíticos, o la complejidad de los modelos netamente numéricos.

Al juntar ambos enfoques también se forman variaciones en los procedimientos de trabajo, y esta variación permite abordar los problemas de cada modelo desde diferentes soluciones dependiendo de la información con la que se tenga que trabajar.

Gui et al. (2016) propone un diagrama de flujo para abordar el desarrollo de la predicción del arenamiento mediante una metodología CAN que aplica desde datos de producción y pruebas de laboratorio, hasta simulación numérica FEM.

Figura 21

Diagrama de flujo para la predicción de producción de arena mediante FEM.



Nota. Adaptado de: *Improving the Sanding Evaluation Accuracy by Integrating Core Tests, Field Observations and Numerical Simulation* (p, 3) por Gui F., Khaksar A. y Van Der Zee W., 2016, SPE Asia Pacific Oil & Gas Conference and Exhibition.

El diagrama de flujo presentado en la **Figura 21** es una modificación del diagrama original con el fin de resaltar, por las flechas rojas, el procedimiento general que se busca seguir en este trabajo. Dicho procedimiento general consiste en llevar a cabo el desarrollo del modelo predictivo del arenamiento mediante la simulación numérica del comportamiento del material gracias a datos de pruebas de laboratorio. Dicha simulación permite desarrollar un modelo del material apropiado y, una vez calibrado, obtener el valor de deformación plástica crítica necesario para la calibración

del modelo analítico de arenamiento, el cual permitirá realizar una estrategia de completamiento y producción mucho más sencilla.

No obstante, por limitaciones de software y de datos de laboratorio, en este trabajo la parte numérica se abordará solamente mediante la descripción de la metodología y su procedimiento, es decir, no se simulará esta etapa.

La etapa analítica se desarrollará siguiendo los datos y resultados de la etapa numérica que se obtuvieron en la bibliografía de referencia, y se validará con los resultados de los mismos estudios.

5.2 Método analítico

La aproximación o enfoque analítico consiste en la comparación del esfuerzo máximo efectivo inducido en la cavidad contra la resistencia efectiva de la roca, como se muestra en la ecuación:

$$LF = \frac{\text{Esfuerzo Efectivo Máximo Alrededor de la Cavidad}}{ESF * TWC} \quad (37)$$

En dicha ecuación, LF corresponde al **Loading Factor o Factor de Carga**, el cuál es el identificador de riesgo de arenamiento. Cuando el factor de carga es superior o igual a 1 entonces se da la falla en la roca y la producción de arena. Por otro lado, TWC es el valor de resistencia de la roca obtenido por las pruebas de Thick Wall Cylinder, y acompañado de este parámetro se encuentra el ESF, conocido como **Effective Strength Factor o Factor de Resistencia Efectiva**, y consiste en un coeficiente de calibración para tener en cuenta las condiciones de frontera, la cohesión postfalla y otros efectos de la prueba TWC (Younessi et al., 2018; Willson et al. 2002).

El esfuerzo efectivo de la ecuación se obtiene mediante la solución de las ecuaciones de esfuerzos equivalentes de la cavidad, o mediante las ecuaciones de Kirsch, que solucionan la distribución de esfuerzos y sus magnitudes para la configuración del pozo determinada (Fjaer et al., 2008). El ESF es un factor de calibración, y el TWC se obtiene mediante las pruebas de Thick Wall Cylinder. Estas pruebas están estandarizadas en tamaño de hueco interno y geometría del cilindro con el fin de tener una relación de diámetros que facilite la extrapolación de los datos a campo.

Esta metodología normalmente se valida mediante datos de producción de arena reales. No obstante, en los casos mencionados de ausencia de datos de producción, o de muestras del pozo, se pueden realizar simulaciones numéricas del comportamiento de una prueba TWC para, posteriormente, validar el modelo analítico original que permita una toma de decisiones más eficientes con respecto a la futura producción de arena.

5.3 Método numérico

El método numérico suple la necesidad de datos de producción mediante pruebas TWC lo suficientemente reales y confiables para que el modelo sirva como calibración para el modelo analítico. Esto es gracias a la capacidad de la simulación numérica de desarrollar modelos de materiales más precisos y cercanos al comportamiento real, sobre todo mediante la aplicación de técnicas como el FEM. En este caso, la sección numérica del método CAN consiste en dos etapas de desarrollo (Younessi et al., 2018):

5.3.1 Primera etapa: modelo del material

Consiste en el modelado del material mediante simulación numérica de una prueba triaxial, cuyo objetivo es proporcionar al modelo la validez del comportamiento mecánico que se esperaba

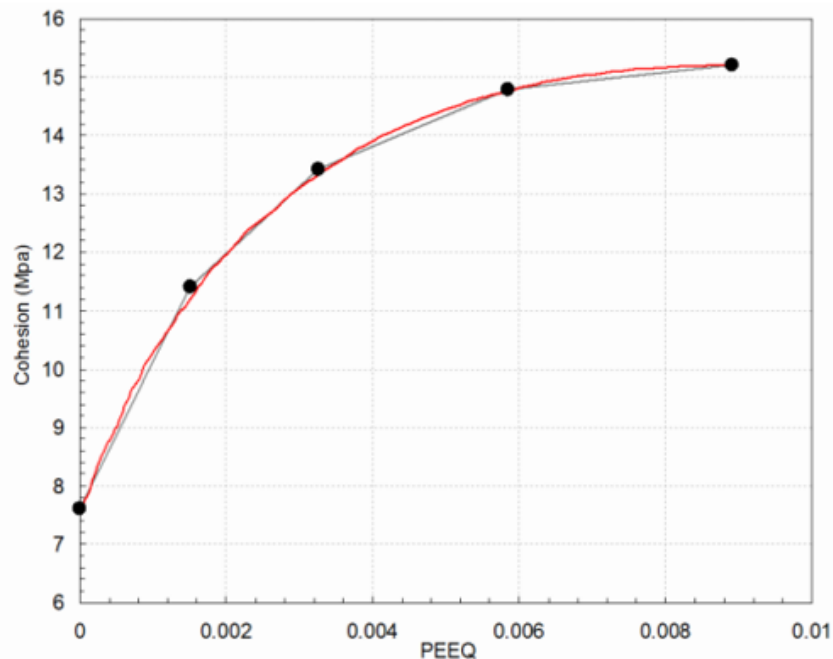
de la muestra de roca si se sometiese a esta prueba experimental, y el punto de falla de este arreglo en específico.

5.3.1.1 Configuración del material. El objetivo de esta simulación es determinar un modelo del material lo suficientemente cercano a la muestra de roca real. Esto se logra mediante la comparación de las curvas de esfuerzo vs deformación de la simulación y de la verdadera prueba triaxial.

Para lograr esto se debe definir en el programa un material elasto-plástico como mínimo, aunque el mejor de los casos sería un material poro-elasto-plástico. Y para poder evidenciar una deformación realista se necesita aplicar una deformación dependiente de la presión o el esfuerzo, esto es un endurecimiento en el material como el presentado en la curva de la **Figura 22**.

Figura 22

Curva de cohesión vs deformación plástica equivalente en un material con endurecimiento por plasticidad.



Nota. Tomado de: *Improving the Sanding Evaluation Accuracy by Integrating Core Tests, Field Observations and Numerical Simulation* (p, 6) por Gui F., Khaksar A. y Van Der Zee W., 2016, SPE Asia Pacific Oil & Gas Conference and Exhibition.

Con esta curva de deformación plástica equivalente se puede desarrollar, junto con las demás propiedades del material, el modelo elasto-plástico que normalmente utiliza un modelo Mohr-Coulomb con endurecimiento, aunque en algunos casos se desarrolla con Drucker-Prager.

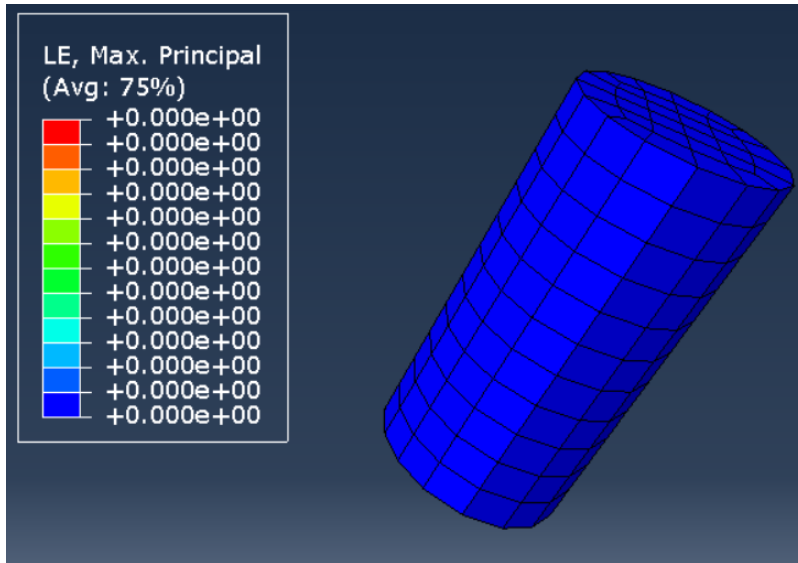
Cuando la metodología se busca aplicar con varias pruebas triaxiales y con más de un tipo de muestra de la roca, entonces se realizan varios modelos del material y al final se obtiene una curva promedio y normalizada que aplique para todos los casos de las pruebas realizadas.

5.3.1.2 Geometría del modelo. La prueba triaxial no suele tener una configuración geométrica específica más allá de la muestra de roca cilíndrica natural. En este sentido, se espera que el modelo creado sea lo más parecido en parámetros geométricos a la muestra real que se usó en la prueba de laboratorio, y en caso de que sean varias pruebas con varias muestras se busca que el modelo contenga el promedio de las geometrías usadas con el fin de que pueda adaptarse mejor a los resultados.

Un ejemplo de la configuración de un plug de una de estas simulaciones se puede ver en la **Figura 23**, y su posterior deformación y comportamiento durante la prueba se observa en la **Figura 24**.

Figura 23

Ejemplo de modelo numérico del cilindro para una prueba triaxial.



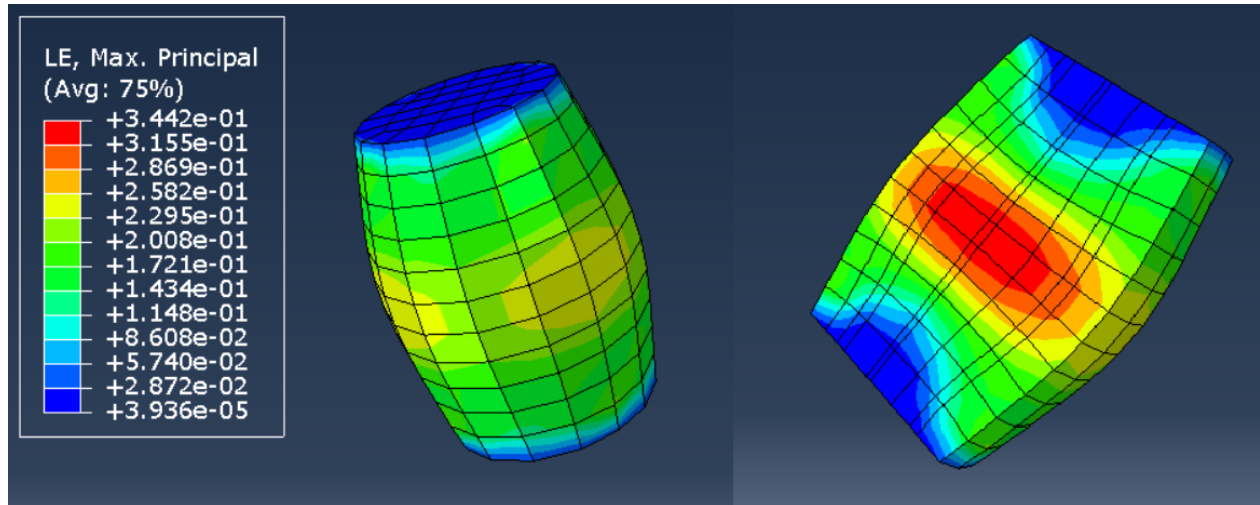
Nota. Captura obtenida por autor en el software Abaqus, donde LE corresponde a deformación logarítmica.

5.3.1.3 Condiciones de carga y pasos de simulación. A pesar de su nombre, la prueba triaxial a veces se desarrolla bajo dos cargas de esfuerzos en lugar de 3. Es decir, la carga axial y la de confinamiento, las cuales muchas veces pueden ser de la misma magnitud. En esta etapa no hay pérdida de presión de poro, ni perturbaciones por drawdown, por lo que la cargas son relativamente sencillas de aplicar.

Los pasos de simulación se pueden dividir en el **inicial**, **geo-estático** y **la prueba de compresión**, siendo el primero de estos la definición de condiciones como 0 pérdida de presión de poro, mientras que en el paso **geo-estático** se evalúan que todas las fuerzas aplicadas se encuentren en equilibrio. Posteriormente, en el paso de **prueba de compresión** se efectúa el proceso de deformación del material debido a los esfuerzos, y se evalúan los resultados.

Figura 24

Muestra de roca deformada tras la simulación de la prueba triaxial.



Nota. A la izquierda se observa la muestra 3D de la roca, mientras a la derecha se encuentra la misma muestra, en el mismo punto de deformación, en el plano Y. Captura tomada por autor en el software Abaqus, donde LE corresponde a deformación logarítmica.

5.3.1.4 Resultados. Al finalizar esta etapa se obtienen las curvas de esfuerzos vs deformación, las cuales se comparan con las obtenidas en el laboratorio. Si estas convergen entonces el modelo del material es válido y se puede proseguir a la siguiente etapa de la metodología CAN. En algunos casos la simulación se realiza bajo distintas presiones de confinamiento para corroborar el comportamiento del material. El comportamiento de estas curvas debe ser similar al presentado en la **Figura 13**.

5.3.2 Segunda etapa: definición del CSL

Consiste en la aproximación al comportamiento del pozo o perforado en cuestión. Una vez se tiene el modelo del material a partir de la simulación de la prueba triaxial, se desarrolla un modelo para simular la prueba TWC y el fallo del hueco del pozo. Este fallo determina la deformación plástica total que resiste la roca, y se toma como el parámetro de **Límite de**

Deformación Crítica (CSL por sus siglas en inglés). Este parámetro es el que se utiliza como valor de resistencia, o punto de fallamiento, para el resto del análisis.

5.3.2.1 Configuración del material. En esta etapa ya se tiene la configuración del material gracias al paso anterior. Parámetros como UCS, módulo de Young, relación de Poisson, y demás valores relativos al material se debieron haber definido en este punto, por lo que se planea mantener el mismo tipo de material para esta prueba, estando su variación en la parte geométrica y de cargas. Adicionalmente, el mismo tipo de mallado y tamaño se mantiene.

Figura 25

Ejemplo de una muestra de roca para prueba TWC o ATWC.



Nota. Tomado de: *Improving the Sanding Evaluation Accuracy by Integrating Core Tests, Field Observations and Numerical Simulation* (p, 8) por Gui F., Khaksar A. y Van Der Zee W., 2016, SPE Asia Pacific Oil & Gas Conference and Exhibition.

5.3.2.2 Geometría del modelo. Tanto para la simulación numérica como para la prueba de laboratorio se busca que la muestra a trabajar sea idéntica o lo más similar posible a la muestra en la que se hizo la prueba triaxial para determinar el modelo del material, un ejemplo puede ser la muestra de la **Figura 25**. En este sentido, en la simulación se busca mantener la misma geometría y mallado de la prueba triaxial, exceptuando, por supuesto, la configuración del cilindro hueco, ya que la prueba TWC está estandarizada con una relación de DO/DI de 3, por lo que este hueco se tendría que adaptar a la geometría inicial con el fin de cumplir el estándar de la prueba y poder extrapolar los datos.

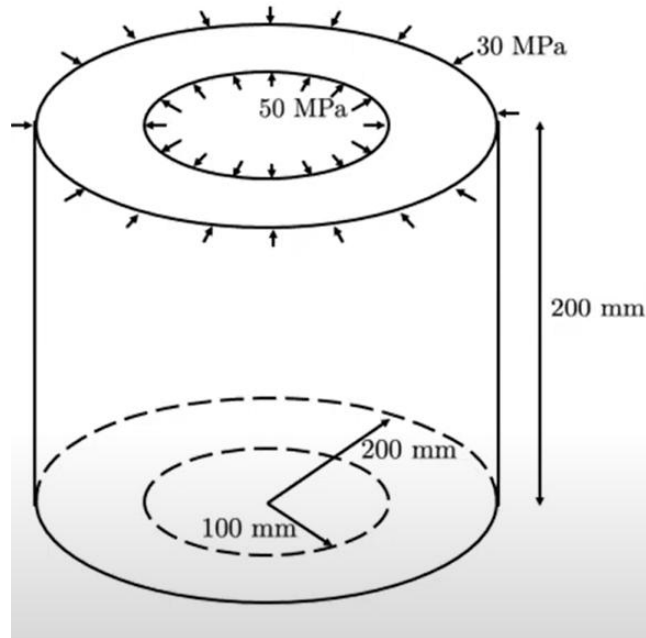
5.3.2.3 Condiciones de carga y pasos de simulación. La prueba TWC tiene una variación conocida como ATWC, cuya diferencia radica en la consideración y monitoreo del comportamiento del hueco o cavidad interna, en lugar de solo la deformación y falla de la pared externa del cilindro. Esta variación es especialmente útil en este caso, ya que la falla interna del hueco, y su determinada deformación plástica, es lo que se va a tomar de referencia para establecer el punto del inicio del arenamiento.

Para esto se tiene en cuenta un eventual aumento del peso del material producido, lo que vendría siendo las partículas de la cavidad interna desprendiéndose y cayendo a la base de la muestra, ya que normalmente al monitorear solo la pared externa podría no identificarse o resaltar ningún punto en particular donde el hueco interno falle.

Dicho esto, la configuración de cargas es igual a la prueba de laboratorio, manteniendo una presión de confinamiento exterior inferior a la presión interna del hueco, como se observa en el esquema de la **Figura 26**. Aunque en la simulación también se deben considerar los pasos iniciales y geo-estáticos para establecer un equilibrio de esfuerzos, para luego establecer el paso de confinamiento.

Figura 26

Distribución de cargas en una prueba TWC.

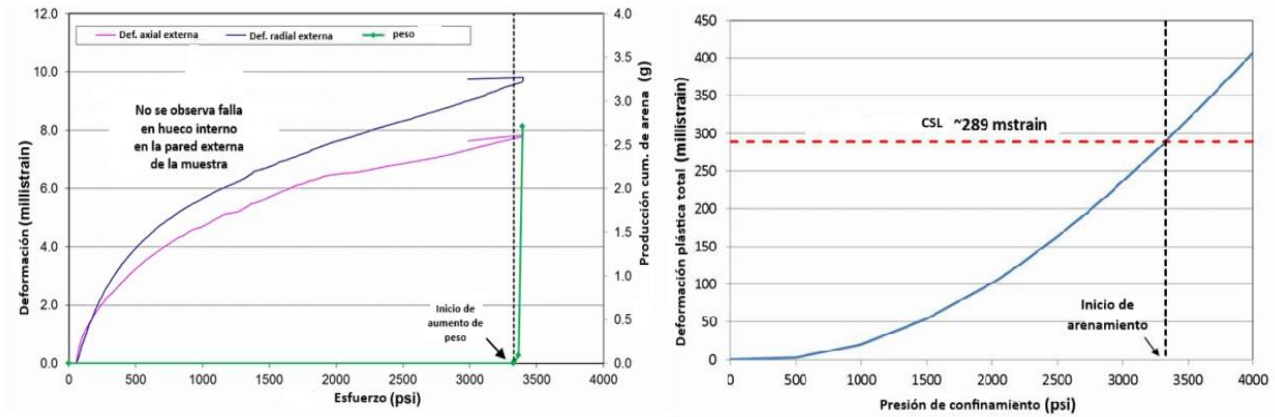


Tomado de: Mechanics of Solid Material Abaqus tutorial, por Anand L., 2022, Department of Mechanical Engineering. Massachusetts Institute of Technology.

5.3.2.4 Resultados. Al finalizar esta etapa se obtiene el punto de deformación plástica crítica necesario para trabajar una simulación numérica más específica y relativa a la predicción de la producción de arena bajo las condiciones de producción esperadas.

Figura 27

Gráficas de peso y deformación de la pared externa y deformación de la pared interna.



Nota. A la izquierda se observan los resultados de la prueba experimental, en la que en determinado punto se observa un aumento en el peso de la arena, y en este punto en la simulación de la derecha se toma el CSL. Modificado de: *Improving the Sanding Evaluation Accuracy by Integrating Core Tests, Field Observations and Numerical Simulation* (p, 8) por Gui F., Khaksar A. y Van Der Zee W., 2016, SPE Asia Pacific Oil & Gas Conference and Exhibition.

La prueba experimental, en el caso de la **Figura 27**, muestra un incremento del peso de la arena a una presión de confinamiento de 3330 psi, aproximadamente. Este incremento del peso se interpreta como fallo en la pared interna del hueco y desprendimiento de las partículas de esta. Considerando dicho valor, en la simulación numérica se determina, posteriormente, el valor de la deformación plástica crítica, o el límite de deformación plástica (CSL), en la pared interna del hueco, que en este caso fue de 289 milistrain.

5.3.3 Tercera Etapa: simulaciones para predicción de arenamiento

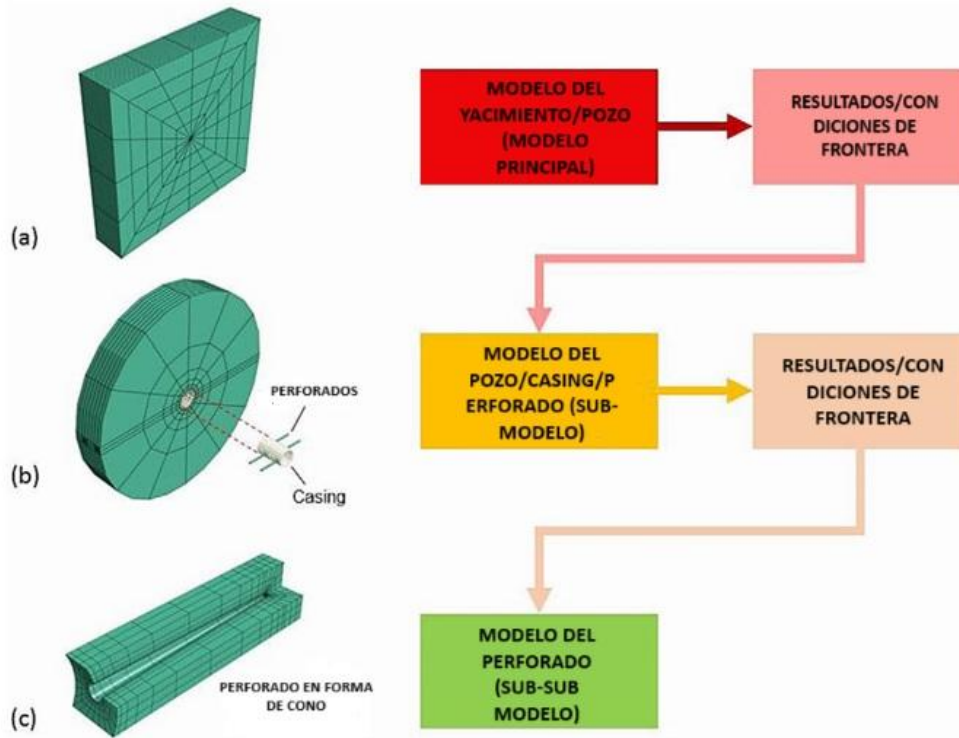
Esta etapa en algunos estudios es modificada para facilitar su manejo. No obstante, la premisa general es similar, consiste en desarrollar un modelo de arenamiento más completo con el modelo del material y parámetros de resistencia obtenidos en la Etapa 1, y con las condiciones de fallamiento obtenidos en la Etapa 2. A este modelo completo se le aplican las condiciones del

yacimiento y de la producción que se tienen planeadas, y se puede modificar para observar el comportamiento de algunas configuraciones de completamiento y cañoneo, como lo puede ser la producción a hueco abierto, o el cañoneo selectivo con respecto a los esfuerzos horizontales. Esto con el fin de obtener cuál sería la configuración de completamiento y producción apropiada para el desarrollo de un pozo según los objetivos de la compañía operadora.

Se recalca que en la metodología numérica se desarrollan varios modelos con el FEM, como se observa en el esquema de la **Figura 28**, ya que se necesita un modelo global o principal, el cual puede ser el yacimiento, para establecer el efecto de las condiciones de frontera y también para capturar el comportamiento del hueco principal provocado por los esfuerzos de campo lejano. Este hueco principal es el siguiente modelo, o sub-modelo, seguido de otro submodelo que representaría el comportamiento de los túneles de perforados. En adición, si la configuración del pozo es cementada y no a hueco abierto, también se tiene que considerar en el desarrollo del modelo algunos pasos adicionales como la consideración de los materiales cementantes y de casing.

Figura 28

Esquema del modelamiento numérico de la metodología CAN.



Nota. Modificado de: *Calibration of Sand Production Prediction Models at Early Field Life in the Absence of Field Sanding Data* (p, 5) por Younessi A., Gui F., Asadi S. y Khaksar A., 2018, SPE Asia Pacific Oil & Gas Conference and Exhibition.

Estos resultados de las simulaciones numéricas se comparan con los resultados del modelo analítico y se validan mediante la calibración del parámetro de Factor de Carga. Una vez calibrado el modelo analítico se pueden desarrollar diferentes análisis para distintas configuraciones de pozos en el campo, los cuales contarán con la suficiente precisión y confiabilidad para permitir una toma de decisiones con respecto a la predicción y manejo de la producción de arena.

Adicionalmente, cabe aclarar que más temprano en este trabajo se mencionaron estudios que afirmaban que en un completamiento de pozo cementado y cañoneado no hacía falta tener en cuenta el hueco del pozo para el estudio del inicio del arenamiento, sino que era suficiente realizar

el modelo y la distribución de los esfuerzos en la cavidad principal, la cual vendría a ser uno de los perforados, debido a que en la configuración cementada y cañoneada el hueco principal no tenía una influencia considerable en el fallamiento de la cavidad principal.

Esto último se menciona para fundamentar una propuesta para un posible próximo trabajo que lleve a cabo un estudio de predicción de arenamiento mediante la metodología CAN con una variación en la Tercera Etapa que consista en realizar la simulación numérica del arenamiento mediante un solo modelo, en lugar de 3, y que dicho modelo sea el de la cavidad del perforado. De esta manera, al validar esta variación de la metodología se podría facilitar la aplicación de esta metodología, permitiendo reducir el tiempo, recursos y datos necesarios para el desarrollo del modelo final.

Aun así, el desarrollo de la metodología CAN se puede resumir y sintetizar en los siguientes pasos (Younessi et al., 2018):

1. El modelo del material de la roca del yacimiento se define a partir de pruebas triaxiales de laboratorio en un conjunto de muestras representativas de la sección objetivo. El material se define por un comportamiento poro-elasto-plástico bajo un modelo Mohr-Coulomb con endurecimiento por plasticidad.
2. Se llevan a cabo simulaciones numéricas de las pruebas triaxiales y se validan los datos de las curvas de esfuerzo-deformación con las de laboratorio.
3. Se simula numéricamente una prueba ATWC usando el modelo del material que se obtuvo a partir de los pasos anteriores. Se obtiene el parámetro de CSL, se validan con las pruebas de laboratorio, y si se tienen datos de campo se valida también con estos datos.

4. A continuación, se desarrolla y aplica un modelo numérico de arenamiento más completo a partir de los resultados CSL para los pozos en cuestión bajo las condiciones de producción y depletamiento.
5. Con los resultados del modelo numérico se calibra el modelo analítico principal mediante la determinación del ESF. Esto se logra mediante el desarrollo de un modelo analítico bajo las mismas condiciones de producción y depletamiento del numérico y su posterior comparación con los resultados de este.
6. Una vez calibrado el modelo analítico se puede llevar a cabo un análisis de arenamiento para los diferentes pozos o secciones del yacimiento que se tengan planeados desarrollar.

6. Selección Del Modelo Analítico

Como se menciona en el punto 6, la finalidad del modelo analítico es permitir llevar a cabo distintos análisis de arenamiento para los diferentes pozos o configuraciones de completamiento y producción que tenga el pozo en cuestión. Una vez hecha la simulación numérica para una configuración de completamiento y producción en particular como, por ejemplo, un pozo vertical cementado y cañoneado sin depletamiento, se obtiene la CBHFP que se usará para calibrar el modelo analítico.

En general, el modelo analítico para un pozo en particular consiste también en 3 etapas que consisten en:

1. **Calibración del parámetro ESF mediante la construcción y comparación de un modelo analítico con condiciones similares al realizado numéricamente:** Esto se logra con un valor de ESF que permita obtener una CBHFP promedio igual a la obtenida

numéricamente, y dicho ESF se tomará para las siguientes variaciones. En este punto termina la influencia directa del modelo numérico en la metodología.

2. **Desarrollo del modelo analítico para diferentes configuraciones de completamiento con la finalidad de obtener la trayectoria óptima del pozo y cañoneo según las condiciones geomecánicas del yacimiento:** En esta parte se prueban distintas configuraciones de desviaciones y azimuth del pozo y de los perforados, y se toma aquel que permita un mayor umbral de Drawdown crítico.
3. **Análisis del umbral de producción de arena durante la vida del pozo:** Una vez se tiene la configuración de completamiento óptima para el pozo, se completa el modelo mediante la aplicación y observación del depletamiento durante la vida productiva planeada del pozo. Esto permite realizar un análisis de los umbrales de producción bajo los cuales se puede mantener un drawdown sin producción de arena a lo largo de la vida productiva del pozo.

En este capítulo se describen los procedimientos llevados a cabo en cada etapa del modelo analítico, las consideraciones tomadas, y los diferentes datos utilizados. Adicionalmente, con la finalidad de presentar un modelo con resultados correctos y válidos, en este trabajo se utilizará de referencia el caso estudio del artículo de Younessi y Khaksar (2016), el cual consiste en un campo de gas en el sureste asiático en Malasia, cuyo yacimiento consiste en aproximadamente 330 ft de espesor de arenas poco consolidadas, las cuales tienen un P10 UCS de, aproximadamente, 2750 psi, y que se encuentra a una TVD de entre 7870 y 8366 ft de profundidad.

El campo se encontraba en una etapa temprana de desarrollo, por lo que no se tenían datos de producción ni de reportes de arenamiento en los pozos cercanos, y por esta razón, no se podían calibrar modelos de predicción de producción de arena.

Es por esta razón por la que se decide aplicar la metodología CAN para construir un modelo analítico final que permita realizar análisis y predicciones de arenamiento eficientes y confiables para los pozos del campo después de ser calibrado con ayuda de pruebas de laboratorio y simulaciones numéricas.

El método numérico fue aplicado en el estudio similar a como se describió en el capítulo anterior, desarrollando las simulaciones numéricas y las pruebas de laboratorio de diferentes muestras de roca del yacimiento con el fin de encontrar los parámetros de resistencia necesarios para el modelo analítico.

Los resultados obtenidos en esta etapa numérica se presentan en la **Tabla 3**:

Tabla 3

Resultados de la etapa numérica de la metodología CAN para el caso estudio.

Prueba	Parámetro	Valor	Unidad
Triaxial	Presión de confinamiento	150,300,450,2350	psi
	Módulo de Young	0.74,0.95,1.01,1.6	psi
	Relación de Poisson	0.24,0.22,0.24,0.20	
	UCS	2748	psi
	Ángulo de fricción	43	°
TWC	Punto de fallamiento del hueco interno	2200	psi
	Colapso catastrófico de poro	2520	psi
UPVC	Biot	0.93	
Simulaciones	CSL	0.09	
	CDD promedio	1270	psi

Nota. Adaptado de: *A Novel Approach to Evaluate the Risk of Sanding for Optimun Well*

Completion Design: A Deep-Water Case Study from Southeast Asia, por Younessi A. y Khaksar

A., 2016, SPE Asia Pacific Oil & Gas Conference and Exhibition.

Además de los resultados de la parte numérica, también se encuentran los parámetros y datos geomecánicos que son necesarios para la construcción del modelo analítico, estos se presentan en la **Tabla 4**.

Tabla 4

Datos geomecánicos del caso estudio.

Parámetro	Valor	Unidad
σ_v	6320	psi
σ_{Hmax}	5180	psi
σ_{Hmin}	4900	psi
Presión de poro	3960	psi
σ_{Hmax} Azimuth	60	°

Nota. Adaptado de: *A Novel Approach to Evaluate the Risk of Sanding for Optimun Well*

Completion Design: A Deep-Water Case Study from Southeast Asia, por Younessi A. y Khaksar A., 2016, SPE Asia Pacific Oil & Gas Conference and Exhibition.

Con estos parámetros y valores ya se puede comenzar a desarrollar el modelo analítico final.

6.1 Etapa 1: Calibración ESF

Aquí se conectan los resultados del modelo numérico con el analítico. Lo que se busca es que el comportamiento de las curvas evidenciado en las gráficas de drawdown vs orientación del perforado del modelo numérico sea igual o similar al comportamiento descrito por las curvas de las gráficas del modelo analítico, y que el valor promedio de CBHFP sea el mismo.

Para que esto se pueda evidenciar es necesario que ambos modelos tengan, en lo posible, las mismas configuraciones de completamiento y producción además de los datos geomecánicos

de la roca. Una vez se tiene definido este arreglo del pozo se calculan los valores de drawdown crítico para el modelo analítico a partir de la **ecuación 37**. En la cual buscaremos que $LF = 1$, ya que ese es el punto donde la roca falla y en el que, en teoría, empezaría la producción de arena. Hecho eso, en la ecuación nos quedarán los parámetros de ESF, TWC y Esfuerzo Efectivo Máximo Alrededor de la Cavidad, donde este último en nuestro caso debe ser el esfuerzo de compresión tangencial efectivo máximo σ_{maxe} , ya que se busca que la roca falle por corte.

Entonces la fórmula que hay que desarrollar es la siguiente:

$$ESF * TWC = \sigma_{maxe} \quad (38)$$

El punto donde la ecuación se cumpla la roca fallará por corte. Con esto ya podríamos empezar el desarrollo teniendo en cuenta que TWC es un valor que se tiene de las pruebas de laboratorio, las simulaciones y registros de pozos aledaños; ESF se puede establecer, en primera instancia, de manera arbitraria en un valor que se encuentre en el rango común para los casos de pozos cementados; y σ_{maxe} se obtiene a partir de la aplicación y solución de las ecuaciones de Kirsch para este caso particular.

6.1.1 Solución de σ_{maxe}

En el artículo de referencia se menciona que para este caso estudio se utilizaron las ecuaciones de Kirsch y que las consideraciones y procedimientos realizados se tomaron a partir del artículo de Rahman et al. (2010) donde se describe también el procedimiento para realizar un modelo analítico de arenamiento. Por lo tanto, con el fin de obtener resultados lo más similares posibles, en este trabajo también se siguió lo realizado en dicho artículo.

En este artículo se menciona que:

$$\sigma_{maxe} = \sigma_{max} - \alpha P_w \quad (39)$$

Donde P_w es la presión del pozo, α es Biot, y σ_{max} corresponde a una variación de la **ecuación (26)** presentada como:

$$\sigma_1 = \frac{1}{2} \left[(\sigma_{\theta\theta} + \sigma_{z\theta}) + \sqrt{(\sigma_{\theta\theta} - \sigma_{z\theta})^2 + 4\tau_{\theta z}^2} \right] \quad (40)$$

Para un valor de θ que haga el valor máximo para σ_1 .

La definición de los parámetros implicados en la **ecuación (40)** ya se desarrolló y explicó en el **Capítulo 4.1.1** desde la **ecuación (10)** hasta la **ecuación (25)**, por lo que ahora definiremos los parámetros de la configuración de trayectoria del pozo para darle solución a σ_1 , encontrar σ_{maxe} y aplicarlo a la **ecuación (38)**.

Como es sabido, la distribución de los esfuerzos en la cavidad dependerá del arreglo direccional del pozo o perforado. Para esta primera etapa definimos un caso específico de desviaciones y orientaciones, el cual debe ser el mismo arreglo que se hizo para el modelo numérico.

Este arreglo consiste en un pozo vertical ($\psi = 0$) con una variación en la dirección del perforado ($-90 \leq \beta \leq 90$), siendo $\beta = 0$ la dirección del esfuerzo horizontal máximo.

Es normal resolver las ecuaciones de una manera en que la desviación y dirección del perforado estén en función de la desviación y dirección del pozo. No obstante, con el fin de validar lo más pronto posible el modelo, en esta etapa no hace falta desarrollar la relación de direcciones entre pozo y perforado en las ecuaciones, y se puede tomar un enfoque más simplista, considerando al perforado como pozo horizontal en este caso ($\psi = 90$).

De la etapa numérica se utilizaron valores de 0,24 y 0,93 para Poisson y Biot, respectivamente, y se tomó un valor de TWC de 2550 psi que correspondía al percentil 10 de la formación, y era lo suficientemente cercano al valor colapso catastrófico obtenido en la etapa numérica.

Con todos estos parámetros definidos solo hace falta resolver la ecuación principal para obtener el CBHFP para cada dirección y obtener el valor promedio.

En este punto se ajusta el valor de ESF para que la gráfica se ajuste a los valores esperados. Para este caso estudio se utilizó en primera instancia un $ESF = 3,1$ debido a que los perforados de los pozos cementados y cañoneados suelen tener aproximadamente estos valores para el ESF. Una vez se realizó el modelo se observó que el CBHFP promedio se ajustaba para un $ESF = 3,02$.

Posteriormente, se comparan tanto los valores promedio como las gráficas y resultados del modelo analítico con el modelo numérico. Si el comportamiento es lo suficientemente similar, entonces se puede proceder a la etapa 2.

Es importante aclarar que en algunos casos se pueden observar diferencias entre los comportamientos de las curvas, esto puede deberse a las consideraciones más precisas del modelo numérico como plasticidad o la influencia del pozo en la cavidad del perforado, las cuales el modelo analítico ignora. Sin embargo, es trabajo del ingeniero a cargo de interpretar esto y decidir si la diferencia es significativa o no para validar el modelo.

6.2 Etapa 2: Trayectorias de Completamiento Óptimas

Una de las mayores ventajas del modelo analítico es que una vez construido permite hacer cambios en la configuración del pozo con una gran facilidad, aplicando variaciones en parámetros

como presiones, esfuerzos, y orientaciones. Esta característica permite realizar un análisis de distintos completamientos del pozo para definir el caso óptimo según los planes de la compañía.

Para definir la configuración de completamiento óptima se necesita variar en el modelo ya construido la **desviación** y **azimuth** del pozo, y esto implícitamente cambia también la orientación, azimuth y trayectoria del perforado, permitiendo definir no solo la dirección óptima del pozo, sino también la del cañoneo para obtener los mejores valores de CBHFP.

Para lograr esto se hace conveniente en esta etapa la integración de los parámetros de trayectoria del perforado en función de los del pozo en las ecuaciones trabajadas. Es decir, en las ecuaciones ya desarrolladas se hará el cambio de los parámetros ψ y β por ψ_{perf} y β_{perf} según las siguientes consideraciones:

6.2.1 Casos Azimuth Variable

Esta parte del análisis consiste en variar el azimuth del pozo para distintos casos, y para cada caso de azimuth se varía la orientación del perforado, es decir se evalúan si es óptimo para cada caso cañonear hacia arriba/abajo del pozo ($\phi_{perf} = 0$), hacia los costados del pozo ($\phi_{perf} = \pm 90$) o cualquier otro ángulo intermedio.

Dicho esto, ψ_{perf} y β_{perf} se definen en estos casos bajo las siguientes consideraciones:

$$\beta = \sigma_{haz} + 90 - W_{az} \quad (41)$$

- Para cuando $\psi \neq 0$, o $\beta = 0$ si $\psi = 0$

Donde W_{az} y σ_{haz} son el azimuth del pozo y el azimuth del esfuerzo horizontal mínimo, respectivamente.

$$\psi_{perf} = 90 - \psi \cos(\phi_{perf}) \quad (42)$$

- Para pozos desviados o verticales, o $\psi_{perf} = \phi_{perf}$ para pozos horizontales $\psi = 90$

$$\lambda_{perf} = W_{az} + 90 \sin(\phi_{perf}) \quad (43)$$

- Para pozos desviados

$$\lambda_{perf} = \sigma_{haz} + \phi_{perf} \quad (44)$$

- Para pozos verticales, o para pozos horizontales $\lambda_{perf} = 0$ si $\phi_{perf} = 0$

$$\lambda_{perf} = W_{az} - 90 \quad (45)$$

- Si $\phi_{perf} < 0$

$$\lambda_{perf} = W_{az} + 90 \quad (46)$$

- Si $\phi_{perf} > 0$

Donde λ_{perf} es el azimuth del perforado y ϕ_{perf} es positivo en el sentido de las agujas del reloj y negativo contrario a estas.

$$\beta_{perf} = \sigma_{haz} + 90 - \lambda_{perf} \quad (47)$$

- Para $\psi_{perf} \neq 0$, o $\beta_{perf} = 0$ para $\psi_{perf} = 0$

Una vez tomadas en cuenta estas consideraciones se procede a integrar β_{perf} y ψ_{perf} a las ecuaciones de esfuerzos según corresponda al caso.

En este caso estudio se evaluaron azimuth del pozo de 0° a 180° , con un aumento de 30° entre cada caso. Es decir, se evaluaron 7 casos que corresponden a $0^\circ, 30^\circ, 60^\circ, 90^\circ, 120^\circ, 150^\circ,$

180° de azimuth, todos con una desviación del pozo de 70° con respecto a la vertical, la cual se toma de manera provisional en esta parte, y se cambia una vez se haga la evaluación de las desviaciones en la siguiente parte de la etapa 2.

6.2.2 Casos Desviación Variable

La segunda parte de la etapa 2 consiste en tomar el azimuth óptimo obtenido en la evaluación de la parte anterior, establecerlo en el modelo y variar esta vez la desviación del pozo para distintos casos. De esta manera se hace la evaluación de la desviación óptima del pozo y al finalizar se toma la desviación que permita un mayor drawdown.

Las ecuaciones descritas en la parte 1 ya integran la variación para los casos de desviación del pozo, por lo que no es necesario aplicarles más cambios a las ecuaciones del modelo.

Al finalizar esta etapa el modelo permitirá definir la trayectoria de pozo y cañoneo óptima en la que se obtenga el mayor drawdown posible sin inducir producción de arena para una determinada presión de yacimiento.

6.3 Etapa 3: Umbrales de Producción de Arena Durante la Vida del Pozo

Esta etapa culmina el estudio de la predicción de arenamiento y es una de las más importantes. Consiste en evaluar la configuración del pozo obtenida en las etapas anteriores aplicando el efecto del depletamiento del yacimiento a lo largo de la vida productiva del pozo para descubrir los umbrales de drawdown bajo los cuales se puede producir sin presencia de arena en cualquier etapa de la vida del pozo.

La variación de las ecuaciones del modelo en este punto es mínima, ya que solo se necesita aplicar el efecto de depletamiento sobre los esfuerzos in situ.

Según Rahman et al. (2010) los yacimientos que son demasiado extensos a comparación de su espesor no tienen un cambio significativo en el esfuerzo vertical u overburden, por lo que se puede mantener constante. Mientras que los esfuerzos horizontales se ven afectados en función de la presión del yacimiento de la siguiente manera:

$$\sigma_H = \sigma_H + \gamma_H * \Delta P \quad (48)$$

$$\sigma_h = \sigma_h + \gamma_H * \Delta P \quad (49)$$

Donde γ_H se conoce como stress-path factor, y que en muchos textos aparece como variación de la **ecuación (15)**:

$$\gamma_H = \alpha \frac{1 - 2\nu}{1 - \nu} \quad (50)$$

Y donde

$$\Delta P = P_c - P_i \quad (51)$$

Siendo P_i la presión inicial del yacimiento y P_c la presión actual del yacimiento.

Se integran al modelo las nuevas ecuaciones de esfuerzos in situ y se sustituye P_c en las fórmulas que corresponda según el caso, y se evalúa el comportamiento de las curvas de DD crítico a lo largo de la vida productiva del pozo, es decir, desde la presión inicial del yacimiento hasta la presión de abandono.

Y con la finalidad de evaluar el comportamiento del yacimiento en general, se pueden hacer distintos casos para distintos valores de TWC que correspondan a los percentiles de las rocas de la

formación, de esta manera se puede observar si hay posibilidad de que las rocas más débiles, en términos de TWC, del yacimiento puedan llegar a producir arena en determinado punto de la vida del pozo.

7. Resultados

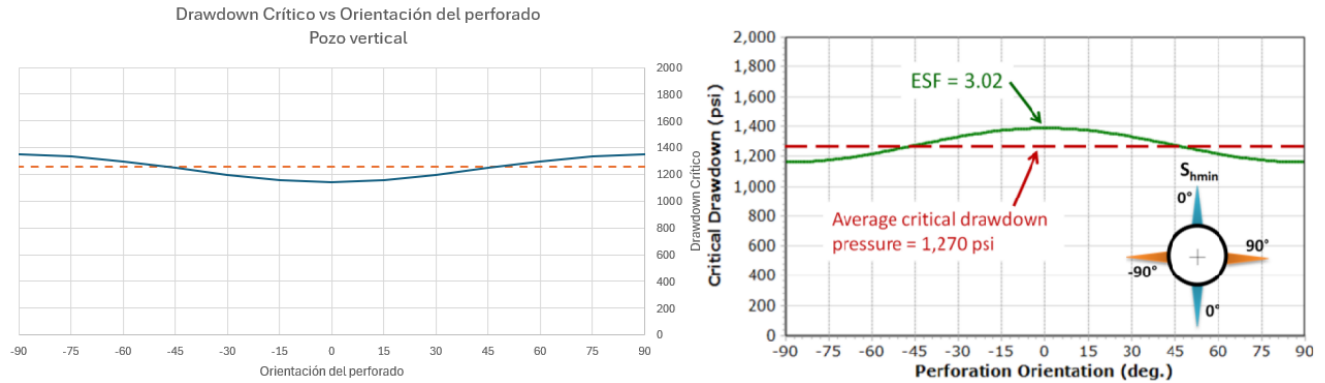
En este capítulo se presentan los resultados obtenidos del modelo analítico desarrollado, y dichos resultados se comparan con los presentados en el artículo de referencia para validar el trabajo aquí realizado. Adicionalmente, se realiza la interpretación y análisis de lo obtenido en todas las etapas descritas en el capítulo anterior. Aunque las ecuaciones utilizadas se explicaron anteriormente, en el apartado de **Apéndices** se encuentran figuras sobre el modelo analítico desarrollado en Excel, así como los datos utilizados y resultados obtenidos en dicho modelo.

7.1 Resultados Etapa 1

Consistiendo en la calibración del modelo analítico a partir del modelo numérico mediante la construcción y desarrollo de las ecuaciones de Kirsch para los esfuerzos aplicados en la cavidad del perforado según las condiciones de yacimiento y pozo. Se utilizó una configuración de un perforado horizontal con la variación de su dirección del hueco teniendo al esfuerzo horizontal máximo como 0° , se aplicaron los valores del modelo geo-mecánico, los valores obtenidos de la etapa numérica, y se consiguieron los siguientes resultados.

Figura 29

Resultados de la etapa 1 del modelo analítico.



Nota. A la izquierda los resultados del modelo desarrollado en este trabajo y a la derecha el resultado del artículo de referencia. Adaptado de: *A Novel Approach to Evaluate the Risk of Sanding for Optimun Well Completion Design: A Deep-Water Case Study from Southeast Asia*, por Younessi A. y Khaksar A., 2016, SPE Asia Pacific Oil & Gas Conference and Exhibition.

Los resultados presentados en la **Figura 29** a primera vista pueden parecer discordantes, pero esto se debe a la manera en que fueron desarrolladas las ecuaciones de los esfuerzos y sus respectivos ángulos de referencia. El artículo toma como referencia de 0° la dirección del S_{hmin} , mientras que en este trabajo, para esta primera etapa, se tomó 0° hacia la dirección de S_{Hmax} .

Sin embargo, se puede observar que los resultados de ambos modelos concuerdan en que para el arreglo del pozo vertical se obtiene el mayor DD crítico cuando el perforado se hace en dirección de S_{hmin} .

Adicionalmente, los valores de drawdown obtenidos se promedian para un valor de $ESF = 3,02$ para lograr el ajuste con los resultados del modelo numérico. En nuestro caso el valor promedio fue de 1255 psi, y el del artículo fue de 1270 psi, lo cual es una diferencia poco significativa y explicable por alguna variación de decimales o aproximaciones de valores del modelo. Por lo cual se dio como válido el modelo y resultado y se prosiguió a la etapa 2.

Cabe mencionar que ambos modelos tienen una pequeña diferencia en el comportamiento de la curva de drawdown con respecto a la obtenida en el modelo numérico, la cual tenía una forma sinusoidal más pronunciada. No obstante, el artículo lo explica comentando que se debe a que el modelo numérico consideraba todo el sistema de yacimiento, pozo y perforados, mientras que el modelo analítico solo considera el perforado, ignorando la influencia del pozo sobre los esfuerzos de campo lejano. Otra vez, la diferencia era poco significativa y esperada.

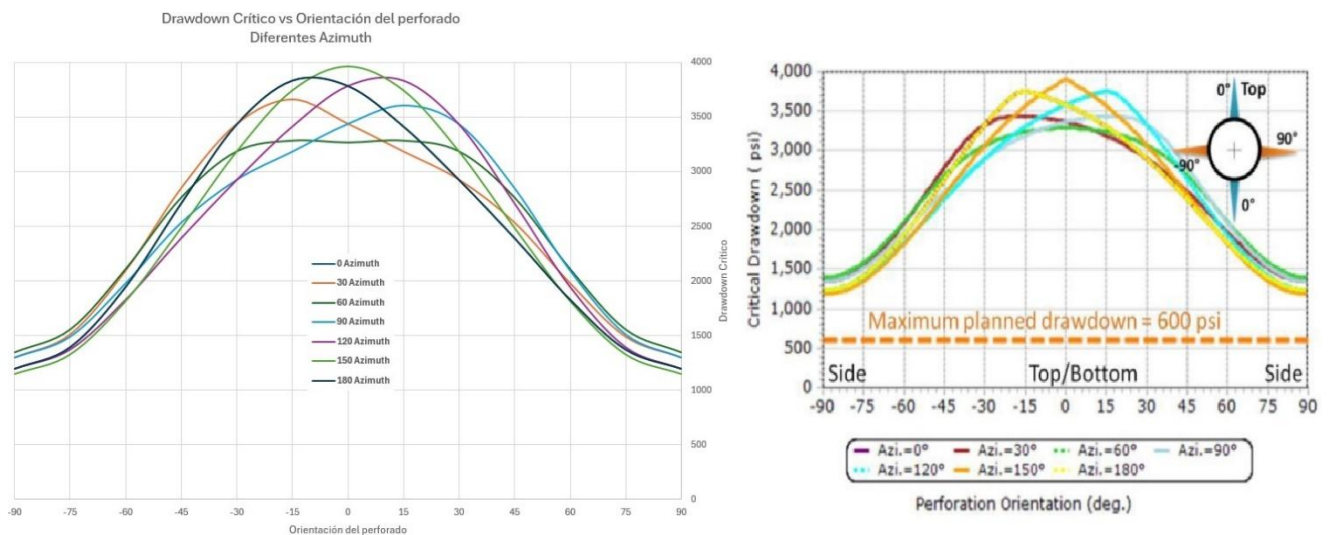
7.2 Resultados Etapa 2

Para la optimización de trayectorias se varió primero los azimuth del pozo, y posteriormente con el azimuth óptimo se varió la desviación del pozo con respecto a la vertical. En cada caso de azimuth y desviación se variaba la orientación del perforado desde la parte superior, o inferior, del hueco del pozo hacia los costados.

Los resultados obtenidos se presentan en la **Figura 30**:

Figura 30

Resultados para los casos de azimuth de la etapa 2 del modelo analítico.



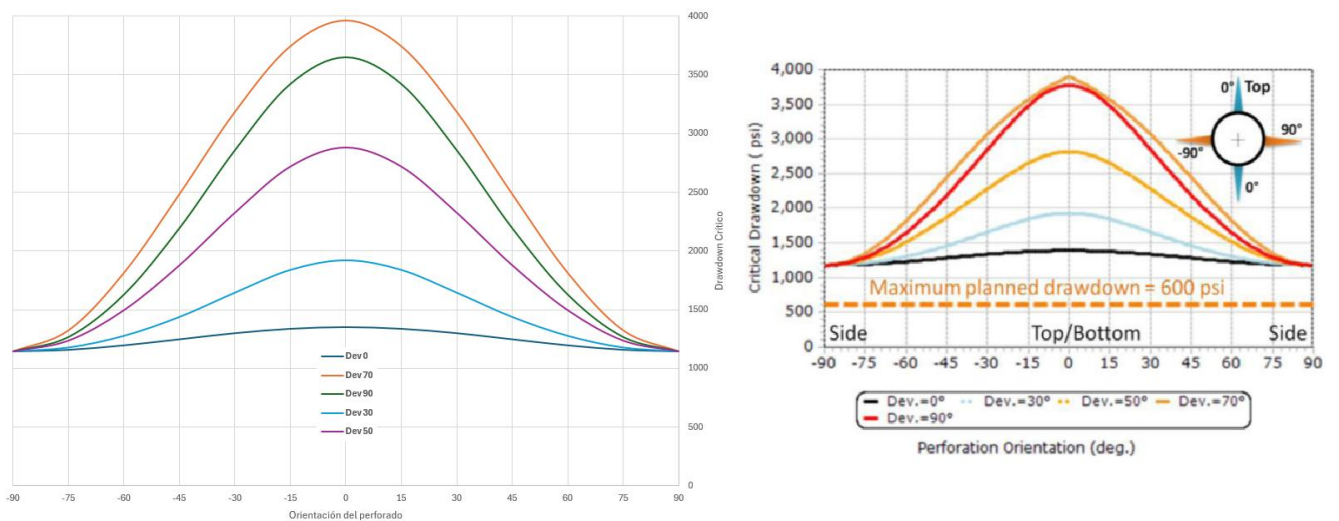
Nota. A la izquierda los resultados del modelo desarrollado en este trabajo y a la derecha el resultado del artículo de referencia. Adaptado de: *A Novel Approach to Evaluate the Risk of Sanding for Optimun Well Completion Design: A Deep-Water Case Study from Southeast Asia*, por Younessi A. y Khaksar A., 2016, SPE Asia Pacific Oil & Gas Conference and Exhibition.

Al integrar las ecuaciones de orientaciones de los perforados en función de las del pozo se logró coincidir esta vez con los ángulos de referencia del modelo del artículo. En las gráficas se observa un comportamiento completamente similar de las curvas de drawdown para los diferentes casos de azimuth del pozo, siendo el caso óptimo el del pozo a 150° de azimuth, lo cual corresponde a la dirección del S_{hmin} .

Como comentario adicional, se observa que el azimuth no tiene una gran influencia sobre la CBHFP, por lo que no existe una gran variación entre los casos. La razón de esto es porque no hay una gran anisotropía de esfuerzos horizontales de campo lejano.

Figura 31

Resultados para los casos de desviación de la etapa 2 del modelo analítico.



Nota. A la izquierda los resultados del modelo desarrollado en este trabajo y a la derecha el resultado del artículo de referencia. Adaptado de: *A Novel Approach to Evaluate the Risk of Sanding for Optimun Well Completion Design: A Deep-Water Case Study from Southeast Asia*, por Younessi A. y Khaksar A., 2016, SPE Asia Pacific Oil & Gas Conference and Exhibition.

Los casos presentados en la **Figura 31** se trabajaron con el azimuth en 150° , o en dirección del esfuerzo mínimo horizontal, que se obtuvo en el paso anterior, y se muestra un comportamiento para los casos de desviación bastante similar en ambos modelos. Se destaca el comportamiento del pozo a 70° de desviación con respecto a la vertical y con perforados con orientación hacia la parte superior e inferior del pozo.

La similitud en ambos casos con respecto al artículo de referencia da por válido el modelo desarrollado en este trabajo y, por lo tanto, se da por terminada la segunda etapa del modelo numérico con una trayectoria óptima de 150° de azimuth y 70° de desviación para el pozo, con los perforados orientados hacia la parte superior e inferior de este.

7.3 Resultados Etapa 3

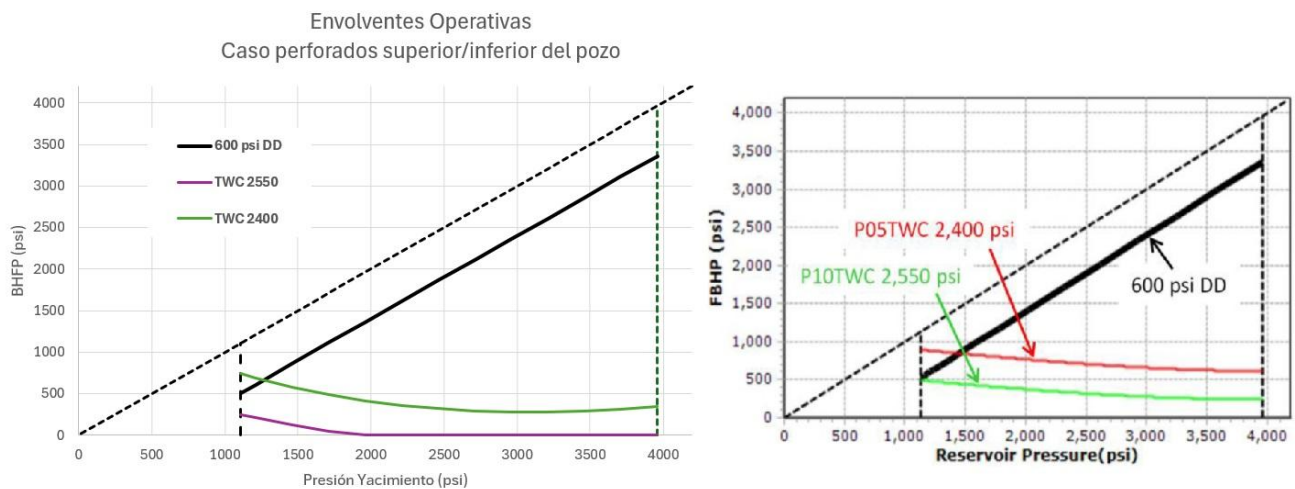
En la última etapa radica la culminación y justificación del desarrollo del modelo analítico, ya que con estos resultados se podrá realizar el plan de producción del pozo o campo con el fin de evitar o demorar la aparición del arenamiento.

En el artículo se menciona que se comienza la producción con una presión del yacimiento de 3960 psi, y se abandona con una de 1110 psi. Y que se espera mantener un drawdown de 600 psi.

Al aplicar el depletamiento del yacimiento en el modelo también se establecieron dos casos correspondientes a orientación de perforados en la parte superior e inferior del pozo, y los otros a los costados. Se obtuvieron los siguientes resultados presentados en la **Figura 32**:

Figura 32

Umbral de producción obtenidos tras el análisis de arenamiento para el caso de orientación del perforado hacia arriba y abajo del pozo.



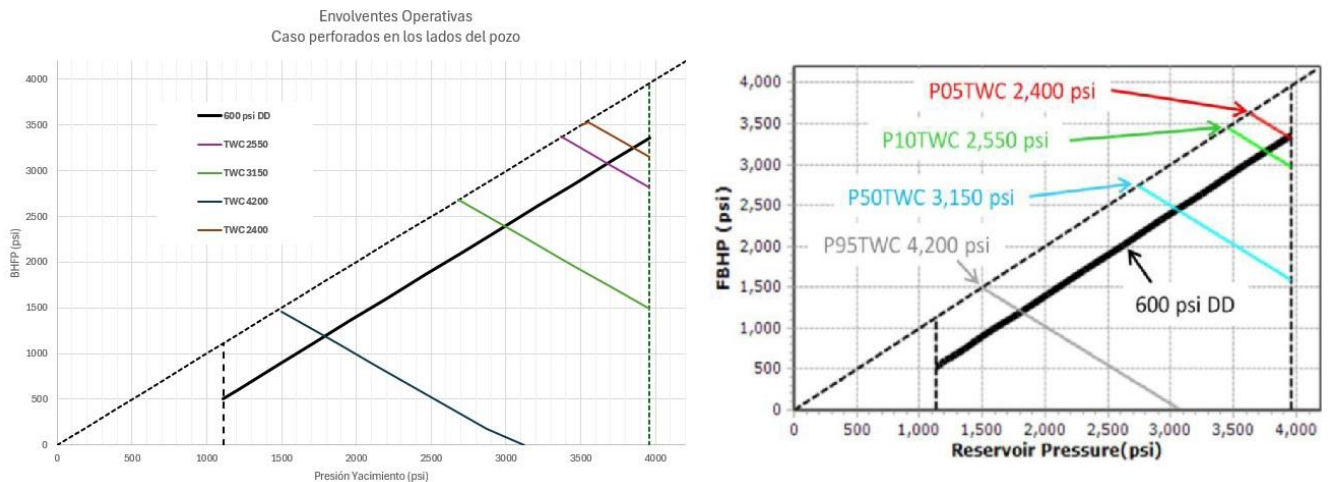
Nota. A la izquierda los resultados del modelo desarrollado en este trabajo y a la derecha el resultado del artículo de referencia. Adaptado de: *A Novel Approach to Evaluate the Risk of Sanding for Optimun Well Completion Design: A Deep-Water Case Study from Southeast Asia*, por Younessi A. y Khaksar A., 2016, SPE Asia Pacific Oil & Gas Conference and Exhibition.

Nuevamente las gráficas tienen una diferencia, esta vez en los valores, pero los comportamientos son iguales. La diferencia se puede atribuir a variaciones de valores tomados como Biot o Poisson, los cuales el artículo no especifica claramente cuáles desarrolla, aunque también puede atribuirse a variaciones de decimales o aproximaciones teniendo en cuenta que la diferencia es bastante mínima y no afecta la conclusión.

Se observa que, con las trayectorias de la etapa anterior, y para una orientación de los perforados hacia la parte superior e inferior del pozo, los percentiles más bajos de TWC de la formación, es decir, las rocas más débiles, pueden producir toda la vida del pozo sin presencia de arenamiento para el percentil 10, y con presencia para el percentil 5 al final de la vida productiva, lo cual es un caso bastante favorable y que cumple con el plan de producción esperado por la compañía.

Figura 33

Umbrales de producción obtenidos tras el análisis de arenamiento para el caso de orientación del perforado hacia los costados del pozo.



Nota. A la izquierda los resultados del modelo desarrollado en este trabajo y a la derecha el resultado del artículo de referencia. Adaptado de: *A Novel Approach to Evaluate the Risk of Sanding for Optimun Well Completion Design: A Deep-Water Case Study from Southeast Asia*, por Younessi A. y Khaksar A., 2016, SPE Asia Pacific Oil & Gas Conference and Exhibition.

Para el caso de la **Figura 33** también se observa una similitud válida en ambos modelos. Más allá de eso, la conclusión no es tan favorable, ya que se observa que incluso las rocas más

resistentes, con un percentil de 95, van a producir arena en un punto de la vida del pozo mucho antes del abandono. Mientras que para las rocas menos resistentes se observa que tendrán una producción de arena desde etapas muy tempranas de producción.

Por lo tanto, al sintetizar todo el modelo analítico y su respectivo análisis se encontró que el modelo desarrollado en este trabajo fue válido con respecto al modelo de referencia, y que el pozo óptimo sería uno con una trayectoria de 150° de azimuth, 70° de desviación con respecto a la vertical, y con perforados orientados hacia arriba o abajo del pozo, ya que esta configuración permitirá una vida productiva sin presencia de arena para la mayor parte de las rocas de la formación, incluso para las más débiles.

8. Conclusiones

Los parámetros y aspectos que definen el arenamiento son variados en sí, debido a la naturaleza compleja del fenómeno, el cual considera generalmente dos etapas: la primera antes del inicio del arenamiento sobre la cual se desarrollan la mayoría de los modelos predictivos, bajo consideraciones netamente mecánicas debido a su facilidad de abordaje. En la segunda etapa, siendo la post-peak, tienen mayor consideración aspectos como deformaciones plásticas, parámetros con valores residuales como la cohesión, y aspectos hidrodinámicos como los tipos de fluidos producidos, las velocidades y fuerzas de arrastre, así como tamaños de partículas producidas y parámetros de erosión.

En general, la cohesión de la roca se considera como uno de los parámetros más influyentes en la aparición y desarrollo del arenamiento, ya que define no solo la facilidad con la que la roca fallará, sino también la manera en la que lo hará, si el pozo presenta un daño localizado o uniforme, además de definir el tamaño de las partículas producidas y la capacidad de estas de desprenderse

de la cavidad. En orden de prioridad, después de la cohesión se consideran entre los otros parámetros más influyentes las magnitudes y distribuciones de los esfuerzos in situ, los cuales se encuentran relacionados con la configuración de perforación, completamiento y cañoneo del pozo.

En una roca propensa a producir arena, la falla ocurre generalmente por corte en la cavidad del perforado debido al efecto del drawdown del pozo; este criterio es el que se suele considerar en la mayoría de los modelos predictivos con el fin de facilitar su análisis. No obstante, existen otros tipos de fallamiento que suelen hacer presencia antes de la falla por corte en algunos casos, dependiendo de algunas propiedades de la roca o condiciones de producción. Estos tipos de fallamiento son la falla por tensión, la falla por colapso de poro, y la falla por erosión, siendo esta última muy común en rocas no consolidadas, donde tan pronto inicia la producción, el pozo comenzará a producir arena por efecto de erosión de las partículas y fuerzas de arrastre.

Se suele usar el concepto de arenamiento como sinónimo de la producción de arena. Y aunque sí están relacionados, la producción de arena necesita de ciertas condiciones en el yacimiento y pozo para que la arena desprendida o fallada como resultado del arenamiento suba a superficie y se considere como producción, por lo que es incorrecto asumir que siempre que ocurra falla en la roca se va a producir arena.

El depletamiento de un yacimiento es un fenómeno sumamente importante en la aparición y desarrollo del arenamiento, ya que tiene gran influencia sobre la distribución y magnitudes de los esfuerzos in situ, llegando incluso a cambiar regímenes de esfuerzos que inducen falla de la roca, debido a que el completamiento que se hizo para presiones iniciales termina por no ser óptimo para el yacimiento agotado.

Algunos criterios de falla con los que se realizan modelos predictivos de arenamiento, pueden tener una solución de las ecuaciones de esfuerzos de la cavidad que deriven en resultados con tendencias conservadoras u optimistas, disminuyendo el umbral de producción para el caso conservador o provocando un arenamiento más temprano de lo planeado en el caso optimista. Para el primer caso suele explicarse porque algunos criterios no consideran el esfuerzo intermedio propio de una configuración triaxial y anisotrópica verdadera, ya que este esfuerzo intermedio suele darle un valor de resistencia adicional a la roca. Por lo que es responsabilidad del ingeniero aplicar las condiciones correctas al criterio y al modelo según los datos reales de campo con el fin de disminuir al máximo posible, la desviación del modelo desarrollado.

Los modelos que integran una teoría plástica permiten observar un comportamiento más acertado de la roca cuando se presenta el fenómeno de arenamiento, ya que gracias a la plasticidad se pueden observar mecanismos como la formación de arcos de estabilidad, desarrollo de geometrías elípticas, bandas de compactación, endurecimiento del material, desprendimiento y erosión inmediata en rocas no consolidadas, entre otros. Estos mecanismos son sumamente importantes para una consideración precisa del arenamiento, en caso de que se necesite hacer un estudio de todas las etapas del fenómeno, especialmente de la etapa post-peak, debido a que una vez ocurre la falla los modelos analíticos poro-elásticos se quedan cortos y son poco prácticos para describir el comportamiento de la roca.

El método CAN descrito y corroborado en esta tesis demuestra una manera de abordar un análisis predictivo de producción de arena para los casos de pozos o campos de hidrocarburos que carezcan de datos de producción de arena, con fines de validación de modelos. No obstante, se requiere información sobre pruebas de laboratorio de resistencia de la roca, para lograr realizar el estudio de la etapa inicial del arenamiento mediante un modelo analítico calibrado por un modelo

numérico que considera solo la etapa mecánica del fenómeno. De esta manera se pueden conectar las ventajas de cada tipo de modelo y proporcionar una solución de predicción de arena lo suficientemente confiable y práctica.

Los resultados del modelo analítico desarrollado en esta tesis presentaron un ajuste bastante bueno con respecto al artículo de referencia, por lo que fue considerado como válido tanto el modelo propuesto como el proceso descrito. Además, se logró evidenciar las capacidades de análisis de los modelos analíticos de arenamiento al permitir definir no solo trayectorias óptimas para cualquier pozo en la zona de interés del campo, sino también al proporcionar un plan de producción sin presencia de arena a lo largo de la vida productiva del campo bajo las diferentes configuraciones de completamientos, cañoneos y presiones del yacimiento definidas.

9. Recomendaciones

Desarrollar y validar una variación de la etapa 3 de la parte numérica de la metodología CAN, la cual evalúe la viabilidad de realizar las simulaciones numéricas finales sin tener en cuenta la influencia del pozo sobre los esfuerzos de la cavidad. Esto con el fin de facilitar la aplicación de la metodología a otros casos al no desarrollar tantos submodelos seguidos.

La aplicación completa o parcial de la metodología CAN descrita en este trabajo a un campo petrolero colombiano, ya sea replicando el modelo analítico descrito para las condiciones del campo mediante los resultados de las simulaciones o desarrollando también la parte numérica completa.

Realizar un estudio a mayor profundidad de los casos de producción de arena bajo los otros mecanismos de falla como erosión, tensión y colapso de poro, así como los criterios de falla que se consideran y de los aspectos que influyen en su aparición.

Abordar un estudio de caracterización del fenómeno de arenamiento cuando no culmina en producción de arena por ausencia del cumplimiento de las condiciones necesarias para que este fenómeno se presente.

Realizar una caracterización del arenamiento para los estudios de cuantificación de la arena producida.

Referencias Bibliográficas

- Aadnoy B.S. & Kaarstad E. (2010) Elliptical Geometry Model for Sand Production during Depletion.
- Al-Ajmi A.M y Zimmerman R.W. (2006) Wellbore Stability Analysis Based on a New True-Triaxial Failure Criterion, Royal Institute of Technology.
- Al-Ajmi A.M. y Al-Harthy M.H. (2010) Probabilistic wellbore collapse analysis. *Journal of Petroleum Science and Engineering* 74.
- Al-Ajmi A.M. y Zimmerman R.W. (2005) Relationship between the parameters of the Mogi and Coulomb failure criterion. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, Vol 42, 431-439.
- Al-Shaabi S.K., Al-Ajmi A.M. y Al-Wahaibi Y. (2013) Three-dimensional modeling for predicting sand production. *Journal of Petroleum Science and Engineering*.
- Anand L. (2022) *Mechanics of Solid Material Abaqus tutorial*. Department of Mechanical Engineering, Massachusetts Institute of Technology.
- Araujo E., Morales C., Alzate G. y Arbelaez A. (2021) Numerical model for predicting and evaluating sand production in weakly consolidated reservoirs. *Revista DYNA*.
- Asadi S. y Khaksar A. (2023) *Sand Production Evaluation: Experimental Testing, Analytical Solution, Numerical Simulation and Field Implications*, American Rocks Mechanics Association.

- Azadbakht S., Jafarpour M., Rahmati H., Nouri A., Vaziri H. y Chan D. (2012) A numerical model for predicting the rate of sand production in injector Wells. In Proceedings of the SPE Deep Water and Completions Conference and Exhibition.
- Baklashov, I. V., & Kartoziya, B. A. (1975). Rock mechanics. Nedra, Moscow.
- Bejarano Bobadilla, C. F., Orduz Rodriguez, O. E., Calderón Carrillo, Z. H., & Vargas Silva, D. A. (2021). Aplicativo Movil Para Estimar La Ventana Segura Del Lodo Durante La Perforacion De Un Pozo Incluyendo Aspectos Geomecanicos. UIS.
- Beltrán G. y Carvajal J. (2019) Mejoramiento de un programa informático para la selección de nuevas tecnologías de control de arena de tipo mecánico en campos operados por Ecopetrol S.A. Revista Fuentes: El Reventón Energético.
- Bishop A.W. & Blight G.E. (1963) Some Aspects of Effective Stress in Saturated and Partly Saturated Soils, Geotechnique, Vol.13, pp. 177-197.
- Burton R.C., Davis E.R., Morita N. y McLeod H.O. (1998) Application of reservoir strength characterization and formation failure modeling to analyze sand production potential and formulate sand control strategies for a series of North Sea gas reservoirs. In Proceedings of the SPE Technical Conference and Exhibition
- Chacón Camargo, Suárez Villamizar, M. A., Serrano Ferreira, D. A., De Bedout Ordóñez, J. D., Avendaño Sánchez, G. M., & Moreno Torres, L. E. (2022). Caracterización geomecánica para analizar la estabilidad de pozo de las formaciones Mugrosa y Colorado en una zona del campo Casabe (Valle Medio de Magdalena, Colombia). Universidad Industrial de Santander.

- Chacón S. y Suárez M. (2020) Caracterización geomecánica para analizar la estabilidad de pozo de las formaciones Mugrosa y Colorado en una zona del campo Casabe (Valle Medio de Magdalena. Trabajo de grado. Universidad Industrial de Santander Colombia) - Repositorio UIS
- Cheung L.Y.G. (2010) Micromechanics of Sand Production in Oil Wells. Imperial College of London
- Chin L.Y. y Ramos G.G. (2002) Predicting volumetric sand production in weak reservoirs. In Proceedings of the SPE/ISRM Rock Mechanics Conference
- Eberhardt, E. Stead, D., & Stimpson, B. (1999). Quantifying progressive pre-peak brittle fracture damage in rock during uniaxial compression. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* (Oxford, England : 1997), 36(3), 361–380.
- Eshiet K. I.-I.I. y Sheng Y. (2021) Investigating Sand Production Phenomena: An Appraisal of Past and Emerging Laboratory Experiments and Analytical Models. *Geotechnics*.
- Fernández Rojas, L., Quintero Peña, Y. A., & Calderón Carrillo, Z. H. (2015). Análisis De La Fragilidad Para Identificar Sweet Spots En Formaciones De Shale Gas. *Revista Fuentes El Reventón Energético*, 13(2), 103–111.
- Fjaer E., Holt R.M., Horsrud P., Raaen A.M. y Risnes R. (2008) Petroleum related rock mechanics, second ed. *Developments in Petroleum Science*, vol. 53 Elsevier.
- Gravanis E., Sarris E. & Papanastasiou P. (2016) A hydro-mechanical erosion analytical model for sand prediction, *American Rock Mechanics Association*.

- Guerrero R. y Pinzón John (2020) Modelamiento numérico para evaluar colapso de revestimiento por producción de arena y aplicación a un campo de Ecopetrol.
- Gui F., Khaksar A., Van der Zee W. y Cadogan P. (2016) Improving the Sanding Evaluation Accuracy by Integrating Core Test, Field Observations and Numerical Simulation. SPE Asia Pacific Oil and Gas Conference and Exhibition.
- Hamid O. & Alfaraj R. (2023) Sand Production Prediction in Weak Sandstone Formation Using Finite Element Modeling (FEM) Approaches, International Geomechanics Symposium
- Hoek E. y Brown E. (1980) Underground Excavations in Rocks. The Institution of Mining and Metallurgy.
- Hoek E. y Brown E.T. (1980) Empirical strength criterion for rock masses. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering.
- Hudson, J. & Harrison, J. (1997). Engineering Rock Mechanics: An Introduction to the
- Jensen R.P. y Preece D.S. (2000) Modeling of Sand Production with Darcy's Flow Coupled with Discrete Elements. OSTI.
- John Wiley. Nauroy, Jean-François. (2011). Geomechanics Applied to the Petroleum Industry - 1.2.2.1 Uniaxial Compression Test. Editions Technip
- Joseph, A., Akubue L. C., Ajiienka J.A. & Oriji A.B. (2012) Sanding Prediction using Rock Mechanical Properties (A Parametric Study), SPE, Department of Petroleum and Gas Engineering, University of Port Hancourt.

Khaksar A. M., Farhad J., Hama S. M., Hayavi M. T., Ali A. J., Keshavarz A. y Kolo K. (2022) Sand production onset using 3D Hoek-Brown criterion and petro-physical logs: a case study. *Geomechanics and Geoengineering*, 17:2.

Khaksar A., Asadi S. y Fabián M. (2021) Analytical Sand Production Prediction and Sand Volume Estimation Calibrated with Field Data. American Rock Mechanics Association

Lambe, T. W. & Whitman, R. V. (1969). *Soil Mechanics*.

Li L. y Holt R.M. (2002) Particle scale reservoir mechanics. *Oil and Gas Science and Technology*

Li L., Papamichos E. y Cerasi P. (2006) Investigation of sand production mechanisms using DEM with fluid Flow. In *Proceedings of the International Symposium of the International Society for Rock Mechanics*.

Mogi K. (1971a) Effect of the triaxial stress system on the failure of dolomite and limestone. *Tectonophysics* 11.

Mogi K. (1971b) Fracture and Flow of rocks under high triaxial compression. *J. Geophys. Res.* 76.

Morita N. y Boyd P.A (1991) *Typical Sand Production Problems: Case Studies and Strategies for Sand Control*. Society of Petroleum Engineers.

Morita N., Davis E. y Whitebay I. (1998) Guidelines for solving sand problems in water injection Wells. In *Proceeding of the SPE International Symposium on Formation Damage Control*

Morita N., Whitfill D.L., Massie I. y Knudsen T.W. (1989) Realistic sand-production prediction: numerical approach. *SPE Production Engineering*

Morita, Nobuo. (2022). *Geomechanics of Sand Production and Sand Control*. Elsevier.

- Nouri A., Kuru E. y Vaziri H. (2007) Enhanced Modelling of Sand Production Through Improved Deformation and Strees Analysis, Canadian International Petroleum Conference
- Nouri A., Vaziri H., Belhaj H. & Islam R. (2003) Effect of Volumetric Failure on Sand Production in Oil-Wellbores, Society of Petroleum Engineers.
- O'Connor R.M., Torczynski J.R., Preece D.S., Klosek J.T. y Williams J.R. (1997) Discrete element modeling of sand production. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts.
- Papamichos E. & Furui K. (2019) Analytical models for sand onset under field conditions. Elsevier
- Papamichos E. (2020) Analytical models for onset of sand production under isotropic and anisotropic stresses in laboratory test. Geomechanics for Energy and the Environment. Elsevier.
- Papamichos E. (2020) Analytical models for onset of sand production under isotropic and anisotropic stresses in laboratory tests. Geomech. Energy Environ. Principles. Pergamon.
- Rahman K., Khaksar A. y Kayer T. (2010) An Integrated Geomechanical and Passive Sand-Control Approach to Minimizing Sanding Risk From Openhole and Cased-and-Perforated Wells. SPE Anual Technical Conference and Exhibition.
- Rahmati H., Jafarpour M., Azadbakht S., Nouri A., Vaziri H., Chan D. y Xiao Y. (2013) Review of Sand Production Prediction Models

- Rakhimzhanova A., Thornton C., Amanbek Y. y Zhao Y. (2022) Numerical simulations of sand production in oil Wells using the CFD-DEM-IBM approach. *Journal of Petroleum Science and Engineering*.
- Rivera G. (2011) Predicción de la producción de arena en las formaciones poco consolidadas de un campo del Valle Medio del Magdalena. Trabajo de grado. Universidad Industrial de Santander.
- Rodriguez E. (2008) Sand Control Training Course. Universidad Industrial de Santander.
- Santana, C., Fatmir, L., (2016) Workflow on Incorporating Thick-Walled Cylinder Test Results in Finite Element Models of near Wellbore for Sanding Prediction Studies. Paper presented at the 50th U.S. Rock Mechanics/Geomechanics Symposium, Houston, Texas.
- Schlumberger (22 de mayo de 2022). Geomecánica. Energy Glossary.
<https://glossary.slb.com/es/terms/g/geomechanics>.
- Song R., Zhang P., Tian X., Huang F., Zhiwen Li., et al. (2022) Study on Critical Drawdown Pressure of Sanding for Wellbore of Underground Gas Storage in a Depleted Gas Reservoir. *Energies*, 15(16), 5913.
- Tjioe M., Mikulencak, D.R. y Yang Y. (2019) Compaction-Induced Sand Control Failures in the Deepwater Gulf of México, Shell Exploration and Production Company, American Rocks Mechanics Association.
- Van Den Hoek P. J., Hertogh G. M. M., Kooijman A. P., de Bree, Ph. Kenter C. J. y E. Papamichos (2000) A New Concept of Sand Production Prediction: Theory and Laboratory Experiments. *SPE Drill & Compl* 15

- Van der Zee W. and Brudy M. (2006). GMI-SandCheck™ User's Manual.
- Vaziri H.H., Xiao Y., Islam R. y Nouri A. (2002) Numerical modeling of seepage-induced sand production in oil and gas reservoirs. *Journal of Petroleum Science and Engineering*.
- Wang H. y Sharma M.M.A. (2016) Fully 3-D, Multi-Phase, Poro-Elasto-Plastic Model for Sand Production. Society of Petroleum Engineers.
- Wang H., Cardiff P. y Sharma M.M.A. (2016) A 3-D PORO-ELASTO-PLASTIC MODEL FOR SAND PRODUCTION AROUND OPEN-HOLE AND CASED & PERFORATED WELLBORES. American Rocks Mechanics Association.
- Wang J., Yale D.P. y Dasari G.R. (2011) Numerical modeling of massive sand production. In *Proceeding of the SPE Annual Technical Conference and Exhibition*.
- Wang Y. y Xue S. (2002) Coupled reservoir-geomechanics model with sand erosion for sand rate and enhanced production prediction. In *Proceedings of the SPE International Symposium on Formation Damage Control*
- Willson S.M., Maschovidis Z.A., Cameron J.R., y Palmer I.D. (2002). New Model for Predicting the Rate of Sand Production. SPE/ISRM Rock Mechanics Conference, Irving, Texas
- Yan M., Deng J., Yu B., Li M., Zhang B., Xiao Q. y Tian D. (2020) Comparative study on sanding characteristics between weakly consolidated sandstones and unconsolidated sandstones. *Journal of Natural Gas Science and Engineering* 76.
- Yi X. (2001) Water injectivity decline caused by sand mobilization: simulation and prediction. In *Proceedings of the SPE Permian Basin Oil and Gas Recovery Conference*.

- Yi X., Valkó P.P. y Russell J.E. (2004) Predicting critical drawdown for the onset of sand production. SPE 86555. In: Proceeding of the SPE International Symposium on Formation Damage Control.
- Yi X., Valko P.P. y Russell J.E. (2005) Effect of rock strength criterion on the predicted onset of sand production. International Journal of Geomechanics.
- YI X., Valkó P.P. y Russell J.E. (2005) Effect of rock strength criterion on the predicted onset of sand production. International Journal of Geomechanics.
- Younessi A. y Khaksar A. (2016) A Novel Approach to Evaluate the Risk of Sanding for Optimum Well Completion Design: A Deep-Water Case Study from Southeast Asia. SPE Asia Pacific Oil and Gas Conference and Exhibition.
- Younessi A., Gui F., Asadi S. y Khaksar A. (2018) Calibration of Sand Production Prediction Models at Early Field Life in the Absence of Field Sanding Data. OnePetro.
- Zhang & Jincai J. (2019). Applied Petroleum Geomechanics. Elsevier.
- Zhang, J. (2013). Borehole stability analysis accounting for anisotropies in drilling to weak bedding planes. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. 60, 160-170.
- Zhang, Jon Jincai. (2019). Applied Petroleum Geomechanics - 12.2.2 Case Application for Sanding Prediction. Elsevier.
- Zhou Z.Y., Yu A.B. y Choi S.K. (2011) Numerical simulation of the liquid-induced erosion in a weakly bonded sand assembly. Powder Technology

Table with columns for well parameters (well ID, depth, etc.) and drawdown data for 90 degrees azimuth. Includes headers for 'Pozo' and 'Perforado' sections.

Figura B 4

Datos y resultados de la evaluación de drawdown crítico para 90 grados de azimuth de pozo

Table with columns for well parameters and drawdown data for 120 degrees azimuth. Includes headers for 'Pozo' and 'Perforado' sections.

Figura B 5

Datos y resultados de la evaluación de drawdown crítico para 120 grados de azimuth de pozo

Table with columns for well parameters and drawdown data for 150 degrees azimuth. Includes headers for 'Pozo' and 'Perforado' sections.

Figura B 6

Datos y resultados de la evaluación de drawdown crítico para 150 grados de azimuth de pozo

Table with columns for well parameters and drawdown data for 180 degrees azimuth. Includes headers for 'Pozo' and 'Perforado' sections.

Figura B 7

Datos y resultados de la evaluación de drawdown crítico para 180 grados de azimuth de pozo

Table with columns for well parameters and drawdown data for 180 degrees azimuth. Includes headers for 'Pozo' and 'Perforado' sections.

Apéndice C. Modelo analítico realizado en Excel para casos de desviación en Etapa 2

Figura C 1

Datos y resultados de la evaluación de drawdown crítico para 0 grados de desviación de pozo

Table with columns for well parameters (x, y, z, etc.), reservoir properties (k, h, etc.), and drawdown results (s, etc.).

Figura C 2

Datos y resultados de la evaluación de drawdown crítico para 30 grados de desviación de pozo

Table with columns for well parameters (x, y, z, etc.), reservoir properties (k, h, etc.), and drawdown results (s, etc.).

Figura C 3

Datos y resultados de la evaluación de drawdown crítico para 50 grados de desviación de pozo

Table with columns for well parameters (x, y, z, etc.), reservoir properties (k, h, etc.), and drawdown results (s, etc.).

Figura C 4

Datos y resultados de la evaluación de drawdown crítico para 70 grados de desviación de pozo

Table with columns for well parameters (x, y, z, etc.), reservoir properties (k, h, etc.), and drawdown results (s, etc.).

Figura C 5

Datos y resultados de la evaluación de drawdown crítico para 90 grados de azimuth de pozo

Table with columns for well parameters (x, y, z, etc.), reservoir properties (k, h, etc.), and drawdown results (s, etc.).

Paso																																		
Perforado																																		
nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)					
6520	3180	4300	3360	1571	150,000	50	30	30	0	240,000	90	0,000	1,571	6320	4300	3360	0	0	0	0,24	0,93	0,6263	3360	2595	1945	5153	0	10576	10576	7701	2550	3,02	7701	1000
6520	3180	4300	3360	1571	150,000	50	30	30	75	240,000	90	0,000	1,599	6244	4300	3296	0	-191	0	0,24	0,93	0,6263	3360	2626	1958	5094	130	10532	10532	7701	2550	3,02	7701	1000
6520	3180	4300	3360	1571	150,000	50	30	30	60	240,000	90	0,000	1,047	6035	4300	3465	0	484	0	0,24	0,93	0,6263	3360	2350	1930	4973	367	9038	9038	7701	2550	3,02	7701	1000
6520	3180	4300	3360	1571	150,000	50	30	30	45	240,000	90	0,000	0,795	5790	4300	3750	0	750	0	0,24	0,93	0,6263	3360	1844	1936	4761	1960	9300	9465	7701	2550	3,02	7701	1000
6520	3180	4300	3360	1571	150,000	50	30	30	30	240,000	90	0,000	0,524	5465	4300	4025	0	484	0	0,24	0,93	0,6263	3360	1500	2060	4486	367	8775	8801	7701	2550	3,02	7701	1000
6520	3180	4300	3360	1571	150,000	50	30	30	15	240,000	90	0,000	0,262	5296	4300	4344	0	285	0	0,24	0,93	0,6263	3360	1262	2165	4275	190	8232	8258	7701	2550	3,02	7701	1000
6520	3180	4300	3360	1571	150,000	50	30	30	0	0,000	90	0,000	0,000	5100	4300	6320	0	0	0	0,24	0,93	0,6263	3360	399	2453	4100	0	8008	8008	7701	2550	3,02	7701	1000
6520	3180	4300	3360	1571	150,000	50	30	30	-15	60,000	30	-1,82	0,262	5296	4300	4344	0	285	0	0,24	0,93	0,6263	3360	1262	2165	4275	190	8232	8258	7701	2550	3,02	7701	1000
6520	3180	4300	3360	1571	150,000	50	30	30	-30	60,000	30	-3,64	-0,524	5465	4300	4025	0	484	0	0,24	0,93	0,6263	3360	1099	2060	4486	-367	8175	8001	7701	2550	3,02	7701	1000
6520	3180	4300	3360	1571	150,000	50	30	30	-45	60,000	30	-6,96	-0,795	5790	4300	3750	0	750	0	0,24	0,93	0,6263	3360	8744	1936	4761	-1960	8183	8465	7701	2550	3,02	7701	1000
6520	3180	4300	3360	1571	150,000	50	30	30	-60	60,000	30	-10,47	-1,047	6035	4300	3465	0	484	0	0,24	0,93	0,6263	3360	2350	1930	4973	-367	8038	9001	7701	2550	3,02	7701	1000
6520	3180	4300	3360	1571	150,000	50	30	30	-75	60,000	30	-13,70	-1,299	6244	4300	3296	0	285	0	0,24	0,93	0,6263	3360	2626	1958	5094	-190	8232	8258	7701	2550	3,02	7701	1000
6520	3180	4300	3360	1571	150,000	50	30	30	-90	60,000	30	-17,14	-1,571	6320	4300	3180	0	0	0	0,24	0,93	0,6263	3360	2895	1945	5153	0	10576	10576	7701	2550	3,02	7701	1000

Apéndice D. Modelo analítico realizado en Excel para Etapa 3

Figura D 1

Datos y resultados de la evaluación de envoltentes operativas para TWC 2550 con perforados en tope y fondo del hueco

Paso																																			
Perforado																																			
nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)				
6520	3180	4300	3360	1571	150,000	50	30	30	0	150,000	1571	0,343	5086	5100	6114	0	-456	0	0,24	0,93	0,6263	3360	3360	0	3360	2079	915	1493	7701	7701	2550	3,02	7701	1000	
6520	3180	4300	3360	1571	150,000	50	30	30	0	150,000	1571	0,343	4935	5021	6157	0	-556	0	0,24	0,93	0,6263	3360	3360	0	3360	2079	915	1493	7701	7701	2550	3,02	7701	1000	
6520	4462	4582	3360	1571	150,000	50	30	30	0	150,000	1571	0,343	4785	4962	6117	0	-559	0	0,24	0,93	0,6263	3360	3460	0	3460	2079	1017	1232	7625	7625	2550	3,02	7701	0,930	
6520	4703	4462	3360	1571	150,000	50	30	30	-45	60,000	30	-1,363	4645	4703	6096	0	-492	0	0,24	0,93	0,6263	3360	3290	0	3290	2079	4029	4029	7701	7625	2550	3,02	7701	0,930	
6520	4444	4264	3360	1571	150,000	50	30	30	0	150,000	1571	0,343	4534	4544	6079	0	-441	0	0,24	0,93	0,6263	3360	2900	0	2900	2079	4117	1322	7686	7396	2550	3,02	7701	0,930	
6520	4193	4193	3360	1571	150,000	50	30	30	0	150,000	1571	0,343	4384	4395	6061	0	-782	0	0,24	0,93	0,6263	3360	2700	0	2700	2079	4124	1424	6262	7601	2550	3,02	7701	0,930	
6520	4226	3366	3360	1571	150,000	50	30	30	0	150,000	1571	0,343	4233	4226	6042	0	-763	0	0,24	0,93	0,6263	3360	2460	0	2460	2079	4226	6879	7620	7620	2550	3,02	7701	0,930	
6520	4096	3366	3360	1571	150,000	50	30	30	0	150,000	1571	0,343	4083	4096	6024	0	-784	0	0,24	0,93	0,6263	3360	2200	0	2200	2079	4426	7629	7629	2550	3,02	7701	0,930		
6520	3907	3627	3360	1571	150,000	50	30	30	0	150,000	1571	0,343	3842	3907	6005	0	-865	0	0,24	0,93	0,6263	3360	1960	0	1960	2079	4775	7701	6672	7697	7697	2550	3,02	7701	1,000
6520	3748	3468	3360	1571	150,000	50	30	30	0	150,000	1571	0,343	3692	3748	5986	0	-907	0	0,24	0,93	0,6263	3360	1700	0	1700	2079	5029	4266	6501	7701	2550	3,02	7701	1,000	
6520	3589	3309	3360	1571	150,000	50	30	30	0	150,000	1571	0,343	3541	3589	5967	0	-968	0	0,24	0,93	0,6263	3360	1460	0	1460	2079	5281	4422	7623	7701	2550	3,02	7701	1,000	
6520	3430	3050	3360	1571	150,000	50	30	30	0	150,000	1571	0,343	3391	3430	5948	0	-1019	0	0,24	0,93	0,6263	3360	1200	0	1200	2079	5539	4598	6266	7701	2550	3,02	7701	1,000	
6520	3261	3081	3360	1571	150,000	50	30	30	0	150,000	1571	0,343	3241	3261	5929	0	-1070	0	0,24	0,93	0,6263	3360	940	0	940	2079	5797	4673	6270	7701	2550	3,02	7701	1,000	

Figura D 2

Datos y resultados de la evaluación de envoltentes operativas para TWC 2400 con perforados en tope y fondo del hueco

Paso																																		
Perforado																																		
nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)	nr (m)			
6520	3180	4300	3360	1571	150,000	50	30	30	0	150,000	1571	0,343	5086	5100	6114	0	-456	0	0,24	0,93	0,6263	3360	3360	0	3360	2079	915	1493	7701	7701	2550	3,02	7701	1,000
6520	3180	4300	3360	1571	150,000	50	30	30	0	150,000	1571	0,343	4935	5021	6157	0	-556	0	0,24	0,93	0,6263	3360	3360	0	3360	2079	915	1493	7701	7701	2550	3,02	7701	1,000
6520	4462	4582	3360	1571	150,000	50	30	30	0	150,000	1571	0,343	4785	4962	6117	0	-559	0	0,24	0,93	0,6263	3360	3460	0	3460	2079	1017	1232	7625	7625	2550	3,02	7701	0,930
6520	4703	4462	3360	1571	150,000	50	30	30	-45	60,000	30	-1,363	4645	4703	6096	0	-492	0	0,24	0,93	0,6263	3360	3290	0	3290	2079	4029	4029	7701	7625	2550	3,02	7701	0,930
6520	4444	4264	3360	1571	150,000	50	30	30	0	150,000	1571	0,343	4534	4544	6079	0	-441	0	0,24	0,93	0,6263	3360	2900	0	2900	2079	4117	1322	7686	7396	2550	3,02	7701	0,930
6520	4193	4193	3360	1571	150,000	50	30	30	0	150,000	1571	0																						

