

Evaluación del comportamiento mecánico del cemento en el sistema revestimiento-
cemento-formación

Karina Andrea Mayorga Ribero

Trabajo de Grado para Optar el título de Magister en Ingeniería de Hidrocarburos

Director(a):

Maika Karen Gambús Ordaz

PhD. Ingeniería de Petróleos

Codirectores:

Miguel Fernando Palencia Muñoz, Magíster en Ingeniería de Hidrocarburos

Diego Fernando Suárez, Magíster en Ingeniería de Hidrocarburos

Universidad Industrial de Santander.
Facultad de Ingenierías Fisicoquímicas
Escuela de Ingeniería de Petróleos
Maestría en Ingeniería de Hidrocarburos
Bucaramanga

2021

Dedicatoria

*A todas las mujeres que nos antecedieron, a las que están y a las que vendrán después en
la industria Oil & Gas*

Agradecimientos

Expreso mi más sincero agradecimiento y reconocimiento a la Dra. Maika Karen Gambús Ordaz, por su permanente guía, orientación, acompañamiento, consejos, ánimos, apoyo y su invaluable ayuda a lo largo del desarrollo de este proyecto de investigación y de mis estudios de maestría. Sus conocimientos y generosidad han sido motivo constante de admiración. Extiendo mi agradecimiento a los codirectores de este trabajo; al Magíster Miguel Fernando Palencia Muñoz, por sus conocimientos proporcionados, continuo acompañamiento, atención, colaboración, amabilidad y fortalecimiento, y, de igual manera, por lo anterior, al Magíster Diego Fernando Suárez Arias.

Expreso mi sincera gratitud a los docentes y directivos de la Escuela de Ingeniería de Petróleos de la Universidad Industrial de Santander., por los conocimientos proporcionados y la oportunidad brindada en esta prestigiosa y reconocida institución. A los miembros del Grupo de Investigación en Estabilidad de Pozo, especialmente a la Dra. Zuly Himelda Calderón Carrillo y al Magíster Diego Armando Vargas, por permitirme hacer parte de su equipo de investigación y desarrollar este trabajo. Al Instituto Colombiano del Petróleo por brindarme las herramientas necesarias para llevar a cabo este proyecto con éxito.

Finalmente, expreso mi más profundo y sincero agradecimiento a mi madre Elizabeth Ribero Cardozo, mis hermanos Yuly Paola Mayorga y Marcos Adolfo Mayorga, a la Dra. Carmenza Suárez Ávila y a todos mis amigos, por el apoyo incondicional durante la ejecución de este posgrado, por creer en mis capacidades y exaltarlas continuamente. A mis compañeros del programa de Maestría en Ingeniería de Hidrocarburos, por las experiencias compartidas y por permitirme conocer personas con gran talento humano y profesional.

Tabla de Contenido

	Pág.
Introducción.....	18
1. Objetivos.....	21
1.1. Objetivo General	21
1.2. Objetivos Específicos	21
2. Antecedentes de la investigación	22
3. Marco teórico	26
3.1. Criterios de falla del material.....	27
3.1.2. Criterio de falla de tensión.....	27
3.1.3. Criterio de falla de corte	27
3.1.3.1. Criterio de falla de Mogi-Coulomb	29
3.2. Propiedades del cemento a corto y largo plazo.....	30
3.3. Propiedades mecánicas y térmicas del cemento y de la roca.....	32
3.3.1. Módulo de Young (E)	32
3.3.2. Relación de Poisson (ν).....	33
3.3.3. Módulo de corte G	33
3.3.4. Módulo volumétrico (K).....	34
3.3.5. Conductividad térmica (k).....	34
3.3.6. Calor específico (Cp)	34
3.3.7. Coeficiente de expansión térmica (α)	35
3.4. Modelos analíticos para análisis de esfuerzos-deformación.....	35
3.4.1. Modelos analíticos de Kirsch y de Bradley	35

3.4.2. Modelos analíticos de Teodoriu, Bomá y de Simone.....	37
3. 5. Modelos constitutivos de los materiales	41
3.5.1. Elasticidad lineal	41
3.5.2. Elastoplasticidad.....	42
3.5.2.1. Elastoplasticidad Mohr-Coulomb.....	43
3.5.2.1.1. Velocidad de deformación.	44
3.5.2.1.2. Criterio de rendimiento.	44
3.5.2.1.3. Regla de flujo.	45
3.5.3. Poroelasticidad	48
3.5.3.1. Ecuación de equilibrio discretizada para medios porosos.	49
3.5.3.2. Comportamiento constitutivo en un medio poroso.	51
3.5.3.2.1. Respuesta del fluido.....	52
3.5.3.2.2. Respuesta del sólido.....	52
3.5.3.3. Ecuación de continuidad para el fluido en el medio poroso.	52
3.5.4. Termoelasticidad	54
3.5.4.1. Transferencia de calor.....	54
3.5.4.1.1. Implementación exacta.	58
3.5.4.1.2. Implementación aproximada.	58
3.6. Método de elementos finitos.....	59
3. 7. Software Abaqus	63
3.7.1. Módulo de Partes.....	64
3.7.2. Módulo de Propiedades	64
3.7.3. Módulo de ensamblaje	64

3.7.4. Módulo de pasos.....	64
3.7.5. Módulo de Carga.....	65
3.7.6. Módulo de Malla	65
3.7.7. Módulo de Trabajo	66
3.7.8. Módulo de visualización.....	66
4. Selección de variables influyentes en la evaluación del comportamiento mecánico del cemento	67
4.1. Método AHP	68
4.2. Método ELECTRE.....	72
4.3. Metodología TOPSIS	77
4.4. Metodología MICMAC	80
4.5. Variables influyentes en la evaluación del comportamiento mecánico del cemento en el sistema revestimiento-cemento-formación.....	83
5. Metodología para el desarrollo del Modelo de Elementos Finitos en Abaqus	83
5.1. Suposiciones para el desarrollo del MEF	84
5.2. Geometría.....	85
5.3. Input data para el análisis	87
5.4. Pasos de carga y procedimientos de análisis	89
5.5. Condiciones de carga y de frontera	92
5.6. Mallado y tipo de elemento	94
5.7. Controles del solver.....	96
5.7.1. Incremento	96
5.7.2. Extrapolación	97

5.7.3. Almacenamiento de matriz y esquema de solución	97
5.7.4. Solucionador de ecuaciones	97
5.7.4.1. El solucionador de dispersión.	98
5.8. Ejecución del trabajo	98
5.9. Verificación del modelo desarrollado	98
5.9.1. Step Geostático.....	99
5.9.2. Step de perforación.....	100
5.9.3. Step de cementación	104
6. Evaluación de la falla mecánica del cemento en el sistema revestimiento-cemento-formación	109
6.1. Data	111
6.2. Comportamiento mecánico de dos sistemas de cemento fraguados frente a formaciones blanda y dura.....	111
6.3. Influencia del cambio de temperatura del pozo en la falla mecánica del cemento	128
6.4. Influencia del cambio de temperatura de la formación en la falla mecánica del cemento ...	135
6.5. Influencia del cambio de presión del pozo en la falla mecánica del cemento	142
6.6. Influencia del cambio de presión de poro en la falla mecánica del cemento	147
6.7. Influencia de las propiedades mecánicas del cemento en la falla mecánica del cemento	153
7. Conclusiones	159
8. Recomendaciones.....	161
Referencias bibliográficas	162

Lista de Tablas

	Pág.
Tabla 1. Requisitos de propiedades de cementos a corto y largo plazo	30
Tabla 2. Escala fundamental de Saaty.....	68
Tabla 3. Matriz de comparación del criterio Importancia	69
Tabla 4. Matriz de comparación del criterio Independencia	69
Tabla 5. Matriz de comparación del criterio Importancia normalizada	70
Tabla 6. Matriz de comparación entre criterios	70
Tabla 7. Matriz normalizada y vector prioridad de criterios	71
Tabla 8. Vector de prioridad de alternativas.....	71
Tabla 9. Razón de consistencia de la matriz de comparación para cada criterio.....	72
Tabla 10. Matriz de decisión	73
Tabla 11. Matriz de decisión normalizada	73
Tabla 12. Matriz de decisión normalizada ponderada	74
Tabla 13. Matriz de concordancia.....	74
Tabla 14. Matriz de discordancia.....	75
Tabla 15. Matriz de dominancia concordante.....	76
Tabla 16. Matriz de dominancia agregada	76
Tabla 17. Matriz de decisión	78
Tabla 18. Matriz de decisión normalizada	78
Tabla 19. Matriz de decisión normalizada ponderada	79
Tabla 20. Distancia de cada alternativa a la solución ideal y anti-ideal.....	79
Tabla 21. Proximidad relativa de cada alternativa a la alternativa ideal.....	79

Tabla 22. Código de relaciones directas.....	80
Tabla 23. Matriz de relaciones directas.....	80
Tabla 24. Porcentaje de motricidad de las variables	81
Tabla 25. Porcentaje de dependencia de las variables	81
Tabla 26. Variables influyentes en la evaluación del comportamiento mecánico del cemento	83
Tabla 27. Geometría del pozo.....	85
Tabla 28. Propiedades mecánicas del cemento.....	87
Tabla 29. Propiedades mecánicas de la formación	88
Tabla 30. Propiedades térmicas de los materiales	88
Tabla 31. Pasos de carga y procedimientos de análisis.....	91
Tabla 32. Condiciones de frontera del modelo	92
Tabla 33. Condiciones de carga del modelo.....	93
Tabla 34. Sensibilidad de la malla del bloque de formación analizando la deformación	104
Tabla 35. Propiedades mecánicas de los materiales	111
Tabla 36. Esfuerzos radiales, tangenciales y deformación plástica equivalente obtenidos en el cemento A fraguado frente a formaciones blandas y dura, durante el completamiento y producción, variando la temperatura del pozo.....	129
Tabla 37. Esfuerzos radiales, tangenciales y deformación plástica equivalente obtenidos en el cemento B fraguado frente a formaciones blandas y dura, durante el completamiento y producción, variando la temperatura del pozo.....	131
Tabla 38. Esfuerzos radiales, tangenciales y deformación plástica equivalente obtenidos en el cemento A fraguado frente a formaciones blandas y dura, durante el completamiento y producción, variando la temperatura de la formación	136

Tabla 39. Esfuerzos radiales, tangenciales y deformación plástica equivalente obtenidos en el cemento B fraguado frente a formaciones blandas y dura, durante el completamiento y producción, variando la temperatura de la formación	137
Tabla 40. Esfuerzos radiales, tangenciales y deformación plástica equivalente obtenidos los cementos A y B fraguados frente a formaciones blandas y dura variando la presión del pozo durante la producción	143
Tabla 41. Esfuerzos radiales, tangenciales y deformación plástica equivalente obtenidos en los cementos A y B fraguados frente a formaciones blandas y dura variando la presión de poro durante la producción	148
Tabla 42. Riesgo de falla de tensión y de corte en el contacto revestimiento-cemento, y probabilidad de falla por desunión, agrietamiento radial y deformación plástica en dos sistemas de cemento fraguados frente a formaciones dura y blanda	152
Tabla 43. Propiedades mecánicas de los materiales	153

Lista de Figuras

	Pág.
Figura 1. Esfuerzos predominantes sobre el cemento	27
Figura 2. Envolvente de falla de Mogi-Coulomb	29
Figura 3. Representación de la estructura analizada por Kirsch.....	36
Figura 4. Yield Surface Morh-Coulomb en el plano meridional (izq.) y en el plano deviatorio (der.)	44
Figura 5. Familia de potenciales de flujo hiperbólico en el plano meridional	46
Figura 6. Potencial de flujo de Menétrey-Willam en el plano deviatorio.	47
Figura 7. Sistema de coordenadas cilíndricas para la ecuación general de conducción de calor ..	57
Figura 8. Gráfico de relaciones directas	82
Figura 9. Estudio de convergencia. Comparación de esfuerzos radiales y tangenciales en dirección x para modelos con dimensiones horizontales igual a 5, 10 y 15 veces el radio del pozo	87
Figura 10. Cargas y condiciones de frontera modelo tridimensional	93
Figura 11. Bloque de formación particionado	95
Figura 12. Modelo enmallado con elementos C3D8RT y C3D8RPT.....	96
Figura 13. Esfuerzos radiales y tangenciales en la formación después del step Geostático	99
Figura 14. Equilibrio mecánico (izq.) y térmico (der.) en la formación después del step Geostático	100
Figura 15. Esfuerzos radiales y tangenciales en dirección X obtenidos con el MEF de Abaqus y con los modelos analíticos de Kirsch y de Bradley	102
Figura 16.. Esfuerzos radiales y tangenciales en dirección Y obtenidos con el MEF de Abaqus y con los modelos analíticos de Kirsch y de Bradley	103

Figura 17. Comparación de esfuerzos radiales originados después del step de cementación en el sistema revestimiento-cemento-formación a lo largo del eje x	105
Figura 18. Comparación de esfuerzos radiales originados en el cemento después del step de cementación a lo largo del eje x.....	106
Figura 19. Representación de la geometría empleada para el desarrollo de los modelos analíticos (izq.) y numérico (der.)	108
Figura 20. Esfuerzos radiales obtenidos después de perforar formaciones blandas (izq.) y duras (der.).....	112
Figura 21. Esfuerzos tangenciales obtenidos después de perforar formaciones blandas (izq.) y duras (der.).....	113
Figura 22. Esfuerzos radiales obtenidos en el cemento A fraguado frente a una formación blanda (izq.) y dura (der.) después del completamiento del pozo.....	114
Figura 23. Esfuerzos tangenciales obtenidos en el cemento A fraguado frente a una formación blanda (izq.) y dura (der.) después del completamiento del pozo	115
Figura 24. Esfuerzos radiales obtenidos en el cemento B fraguado frente a una formación blanda (izq.) y dura (der.) después del completamiento del pozo.....	115
Figura 25. Esfuerzos tangenciales obtenidos en el cemento B fraguado frente a una formación blanda (izq.) y dura (der.) después del completamiento del pozo	116
Figura 26. Esfuerzos radiales obtenidos en el cemento A fraguado frente a una formación blanda (izq.) y dura (der.) durante la producción del pozo.....	117
Figura 27. Esfuerzos tangenciales obtenidos en el cemento A fraguado frente a una formación blanda (izq.) y dura (der.) durante la producción del pozo	118

Figura 28. Deformación plástica equivalente del cemento A fraguado frente a formaciones blanda y dura durante la producción del pozo	119
Figura 29. Esfuerzos radiales obtenidos en el cemento B fraguado frente a una formación blanda (izq.) y dura (der.) durante la producción del pozo.....	120
Figura 30. Esfuerzos tangenciales obtenidos en el cemento B fraguado frente a una formación blanda (izq.) y dura (der.) durante la producción del pozo	121
Figura 31. Deformación plástica equivalente del cemento B fraguado frente a formaciones blanda y dura durante la producción del pozo	121
Figura 32. Estudio de la falla de tensión a lo largo del radio de dos cementos fraguados frente a formaciones blanda y dura después del completamiento y producción del pozo, en dirección x	123
Figura 33. Estudio de la falla de tensión en la interface revestimiento-cemento en dos cementos fraguados frente a formaciones blanda y dura después del completamiento y producción del pozo	124
Figura 34. Estudio de la falla de tensión en la interface cemento-formación en dos cementos fraguados frente a formaciones blanda y dura después del completamiento y producción del pozo	125
Figura 35. Estudio de la falla de corte a lo largo del radio de dos cementos fraguados frente a formaciones blanda y dura después del completamiento y producción del pozo, en dirección x	126
Figura 36. Estudio de la falla de corte en la interface revestimiento-cemento en dos cementos fraguados frente a formaciones blanda y dura después del completamiento y producción del pozo	127

Figura 37. Estudio de la falla de corte en la interface cemento-formación en dos cementos fraguados frente a formaciones blanda y dura después del completamiento y producción del pozo	128
Figura 38. Efecto del cambio de temperatura del pozo en la falla de corte del cemento A en las interfaces revestimiento-cemento (izq.) y cemento-formación (der.).....	132
Figura 39. Efecto del cambio de temperatura del pozo en la falla de corte del cemento B en la interface revestimiento-cemento (izq.) y cemento-formación (der.)	133
Figura 40. Efecto del cambio de temperatura del pozo en la falla de tensión del cemento en las interfaces revestimiento-cemento (izq.) y cemento-formación (der.).....	134
Figura 41. Efecto del cambio de temperatura de la formación en la falla de corte del cemento A en las interfaces revestimiento-cemento (izq.) y cemento-formación (der.).....	138
Figura 42. Efecto del cambio de temperatura de la formación en la falla de corte del cemento B en la interface revestimiento-cemento (izq.) y cemento-formación (der.).....	140
Figura 43. Efecto del cambio de temperatura de la formación en la falla de tensión del cemento en las interfaces revestimiento-cemento (izq.) y cemento-formación (der.).....	141
Figura 44. Efecto del cambio de presión del pozo en la falla de corte del cemento A en las interfaces revestimiento-cemento (izq.) y cemento-formación (der.).....	144
Figura 45. Efecto del cambio de la presión del pozo en la falla de corte del cemento B en las interfaces revestimiento-cemento (izq.) y cemento-formación (der.).....	145
Figura 46. Efecto del cambio de presión del pozo en la falla de tensión del cemento en las interfaces revestimiento-cemento (izq.) y cemento-formación (der.).....	146
Figura 47. Efecto del cambio de presión de poro en la falla de corte del cemento A en las interfaces revestimiento-cemento (izq.) y cemento-formación (der.).....	149

Figura 48. Efecto del cambio de presión de poro en la falla de corte del cemento B en la interface revestimiento-cemento (izq.) y cemento-formación (der.).....	150
Figura 49. Efecto del cambio de presión de poro en la falla de tensión del cemento en la interface revestimiento-cemento	151
Figura 50. Esfuerzos radiales máximos obtenidos en sistemas de cemento con diferente módulo de Young y relación de Poisson, fraguados frente a formaciones blanda (izq.) y dura (der.), durante la producción del pozo	154
Figura 51. Esfuerzos tangenciales máximos obtenidos en sistemas de cemento con diferente módulo de Young y relación de Poisson, fraguados frente a formaciones blanda (izq.) y dura (der.), durante la producción del pozo	156
Figura 52. Deformación plástica equivalente máxima obtenida en sistemas de cemento con diferente módulo de Young y relación de Poisson, fraguados frente a formaciones blanda (izq.) y dura (der.), durante la producción del pozo.....	157
Figura 53. Efecto del módulo de Young y de la relación de Poisson en la falla mecánica de corte del cemento.....	158
Figura 54. Efecto del módulo de Young y de la relación de Poisson en la falla mecánica de tensión del cemento.....	159

Resumen

Título: Evaluación del comportamiento mecánico del cemento en el sistema revestimiento-cemento-formación*

Autor: Karina Andrea Mayorga Ribero**

Palabras Clave: Cemento, elementos finitos, esfuerzo, deformación, falla.

Descripción:

El cemento es uno de los elementos claves para mantener la estabilidad del pozo a largo plazo. Uno de los objetivos de su establecimiento es proporcionar un aislamiento zonal completo y eficiente durante toda la vida del pozo. Diferentes estudios han demostrado que los cambios *postcementing* en las condiciones de presión y temperatura pueden inducir esfuerzos a través de la roca y del revestimiento, capaces de deteriorar el cemento y de originar su falla mecánica, la cual conlleva a graves problemas operativos, económicos y ambientales. Modelar la falla mecánica del cemento e identificar las variables críticas que influyen en esta, es un paso importante para evitar estos problemas. Por tal razón, en esta investigación se presenta un modelo numérico tridimensional basado en elementos finitos para evaluar el comportamiento mecánico del cemento convencional de pozo vertical en el sistema revestimiento-cemento-formación, considerando los cambios en las condiciones de temperatura y presión a las que está sometido en fondo de pozo. Este nuevo modelo numérico, diferente a los documentados en la literatura técnica, incluye análisis elastotermoplástico en el revestimiento y cemento, y poroelastotermoplástico en la roca. Para verificar el modelo 3D desarrollado, se compararon los esfuerzos radiales obtenidos a través del revestimiento-cemento y formación durante la cementación, con los obtenidos mediante los modelos analíticos de Teodoriu, Bomá y De Simone, cuyas máximas diferencias porcentuales fueron 2.12%, 5.38% y 3.05%, respectivamente. Los resultados presentan la distribución de esfuerzos radiales y tangenciales en dos sistemas de cemento (uno más rígido que otro) fraguados frente a formaciones blanda y dura, durante la producción del pozo, a medida que cambian las condiciones de presión y temperatura, cuya interpretación geomecánica permitió determinar el riesgo de falla por desunión en sus contactos, agrietamiento radial y deformación plástica.

* Trabajo de Grado

** Facultad de Ingenierías Físicoquímicas. Escuela de Ingeniería de Petróleos. Maestría en Ingeniería de Hidrocarburos. Director(a): Ph.D. en Ingeniería de Petróleos Maika Karen Gambús Ordaz. Codirectores: MSc. en Ingeniería de Hidrocarburos Miguel Fernando Palencia Muñoz, MBA con especialidad en dirección de proyectos. Diego Fernando Suárez.

Abstract

Title: Evaluation mechanical behavior of cement in the casing-cement-formation system*

Author: Karina Andrea Mayorga Ribero ¹

Key Words: Cement, finite element, stress, deformation, failure.

Description:

Oil well cement is one of the key elements to maintain long-term well stability. One of the goals of your settling is to provide complete and efficient zonal isolation throughout the life of the well. Several studies have shown that post-cementing changes in pressure and temperature conditions can induce stresses through the rock and the casing, capable of deteriorating the cement and causing its mechanical failure, which leads to serious operational, economic and environmental problems. Modeling the mechanical failure of cement and identifying the critical variables that influence it is an important step to avoid these problems. For this reason, this research presents a three-dimensional numerical model based on the application of the finite elements method to evaluate the mechanical behavior of vertical well conventional cement in the casing-cement-formation system, considering changes in the temperature and pressure conditions at which it is subjected to downhole. This new numerical model, different from those documented in the technical literature, includes elastothermoplastic analysis in the casing and cement, and poroelastothermoplastic in the rock. To verify the 3D model developed, the radial stresses obtained through the casing, cement and formation during cementation were compared with those obtained through the analytical models of Teodoriu, Bomá and De Simone, whose maximum percentage differences were 2.12%, 5.38% and 3.05%, respectively. The results present the distribution of radial and tangential stresses in two cement systems (one more rigid than the other) set against soft and hard formations, during well production, as pressure and temperature conditions change, whose geomechanical interpretation allowed to determine the risk of failure due to debonding in its contacts, radial cracking and plastic deformation.

* Degree Project.

¹ Faculty of Physicochemical Engineering, Petroleum Engineering Institute. Director: Master in Hydrocarbon Engineering. Ph.D. in Petroleum Engineering Maika Karen Gambús Ordaz. Co-directors: MSc. in Hydrocarbon Engineering Miguel Fernando Palencia Muñoz, MBA with a specialty in project management Diego Fernando Suarez.

Introducción

El cemento es considerado como uno de los elementos claves para mantener la integridad del pozo a largo plazo. Dentro de los objetivos principales de su establecimiento se encuentra proporcionar un aislamiento zonal completo y eficiente durante toda la vida útil del pozo. La experiencia, estudios de laboratorio y casos reales de campo han demostrado que, aunque la cementación primaria haya sido exitosa e inicialmente el cemento cumpla sus funciones de sellado de manera efectiva, pueden ocurrir cambios en las condiciones de presión y temperatura, debido a la misma vida operativa del pozo, que inducen esfuerzos a través del revestimiento y de la formación, capaces de deteriorar la integridad del cemento y de originar su falla mecánica.

La falla mecánica del cemento puede ser por desunión en sus interfaces, por agrietamiento radial o tangencial y/o por deformación plástica. Cualquiera de estos tipos de falla conlleva a la creación de rutas por donde los fluidos de formación o el gas ingresan al anular, presurizando el pozo e incrementando el riesgo en las operaciones (Thiercelin *et al.*, 1998; Bosma *et al.*, 1999; Ravi *et al.*, 2002), lo cual contribuye de manera negativa al objetivo de producir hidrocarburos de manera económica y eficaz. Adicionalmente, la pérdida de aislamiento zonal debido al daño mecánico del cemento, conlleva a fenómenos indeseables, entre otros, invasión de fluidos corrosivos, flujo cruzado entre pozos y contaminación de acuíferos cercanos.

De acuerdo con lo anterior, modelar la falla mecánica del cemento e identificar las variables críticas que influyen en esta, es un paso importante para evitar los problemas mencionados y garantizar la seguridad en las etapas operativas del pozo *post-cementing*. Este proyecto de investigación se enfoca en la evaluación del comportamiento mecánico del cemento convencional de pozo vertical, en su interacción con el revestimiento y la roca, según cambian las condiciones

de presión y temperatura a las cuales está sometido, mediante el desarrollo de un modelo numérico basado en el Método de Elementos Finitos, el cual incluye análisis elastotermoplástico en los materiales (revestimiento, cemento, formación), y poroelastotermoplástico en la roca.

La primera parte de este trabajo describe objetivos planteados de la investigación. El capítulo 2 presenta resumidamente los antecedentes de la investigación, esto es, modelos documentados en la literatura técnica para abordar el mismo problema objeto de estudio. En el capítulo 3 se muestra una revisión bibliográfica de los criterios de falla empleados para analizar la falla de tensión y de corte en el cemento, propiedades mecánicas y térmicas de los materiales, modelos analíticos para análisis de esfuerzos-deformación a través del revestimiento, cemento y formación empleados con mayor frecuencia dada su practicidad, modelos constitutivos integrados en el modelo numérico desarrollado en este proyecto, el método de elementos finitos y una breve explicación del software Abaqus. El capítulo 3 proporciona el desarrollo metodológico de los métodos de selección multicriterio AHP, TOPSIS, ELECTRE Y MICMAC empleados para seleccionar las variables más influyentes en la evaluación del comportamiento mecánico en su interacción con la roca y con el revestimiento, y, al final del capítulo, las variables seleccionadas. En el capítulo 4 se presenta la metodología diseñada y llevada a cabo para el desarrollo del modelo numérico en el software Abaqus 6.11, para evaluar el comportamiento mecánico del cemento. El capítulo 6 muestra los resultados obtenidos en la evaluación del comportamiento mecánico del cemento en el sistema revestimiento-cemento-formación, a medida que cambian las condiciones de presión y temperatura en el pozo y en la formación, para dos sistemas de cemento, uno más rígido que otro, fraguados frente a formaciones blanda y dura, mediante simulación utilizando el modelo numérico desarrollado en Abaqus. También se presenta en este capítulo el efecto de la variación de las propiedades mecánicas del cemento (módulo de Young y relación de Poisson) en

su falla mecánica. Finalmente, las conclusiones y recomendaciones para trabajos futuros se encuentran plasmadas en los capítulos 7 y 8, en su orden.

1. Objetivos

A continuación, se presentan el objetivo general y los objetivos específicos de esta investigación.

1.1. Objetivo General

Evaluar el comportamiento mecánico del cemento en el sistema revestimiento-cemento-formación debido a esfuerzos inducidos por cambios post-cementación en las condiciones de presión y temperatura en la formación y en el revestimiento, mediante simulación numérica.

1.2. Objetivos Específicos

Seleccionar las variables más influyentes en la evaluación del comportamiento mecánico del cemento en su interacción revestimiento-roca, considerando métodos de selección multicriterio.

Desarrollar un modelo de simulación numérica basado en la ley constitutiva poroelástica y en el análisis elasto-termo-plástico, estableciendo la geometría base de estudio que represente la respuesta mecánica del cemento mediante el uso del método de elementos finitos.

Comparar los resultados del modelo de simulación numérica desarrollado con los obtenidos en un trabajo base referenciado en la documentación técnica.

Evaluar el comportamiento mecánico del cemento para diferentes escenarios según las propiedades mecánicas de los materiales y las condiciones de presión y temperatura a las que pueda estar sometido, mediante la simulación numérica.

2. Antecedentes de la investigación

La cementación primaria de pozo es el proceso de situar cemento en el espacio anular entre el revestimiento y las formaciones expuestas al pozo. Desde su implementación, en 1903, uno de los objetivos principales de la cementación ha sido proporcionar aislamiento zonal en el *wellbore*, por tanto, se debe obtener un sello hidráulico entre el revestimiento y el cemento y entre el cemento y la formación, y evitar al mismo tiempo canales de flujo a través de la matriz del cemento. Es común ver un buen sello hidráulico después de la cementación, pero pueden surgir problemas por pérdida de aislamiento zonal durante las operaciones posteriores, que no necesariamente tienen que ver con una cementación primaria defectuosa (Nelson, 1990).

El comportamiento mecánico del cemento llamó la atención en la década de 1990, después de que las pruebas de laboratorio por Goodwin y Crook (1992) y Jackson y Murphey (1993) demostraran que el cemento puede dañarse por eventos que ocurren en el pozo durante su vida útil, debido a los esfuerzos mecánicos y térmicos, incluso si el cemento tenía propiedades de sellado efectivas después de fraguado (Bois *et al.*, 2011). Posteriormente, varios autores desarrollaron modelos teóricos para investigar la integridad del cemento a largo plazo.

2.1. Modelos para la evaluación de la integridad del cemento a largo plazo

Uno de los primeros modelos analíticos para simular el comportamiento mecánico del cemento fraguado en un pozo revestido y el estado de esfuerzos a largo plazo fue desarrollado por Thiercelin *et al.*, (1998) con el objeto de cuantificar el daño del cemento y determinar los parámetros mecánicos claves de control. El modelo supone que los materiales (revestimiento, cemento, formación) son medios homogéneos, isotrópicos y linealmente termo-elásticos. Para evaluar la respuesta mecánica del cemento, Thiercelin *et al.* utiliza tres criterios de falla; uno de

tensión, uno de corte (criterio de Mohr-Coulomb), y otro para la desunión (*debonding*). El modelo analítico es implementado en el software Cesar² basado en el Método de Elementos Finitos (FEM, en adelante, por sus siglas en inglés). El modelo presenta a la integridad del cemento como una función de las propiedades mecánicas del cemento y de la formación.

Un año después, Bosma *et al.*, (1999) presenta un nuevo modelo numérico, que integra los efectos de fenómenos de estabilidad del pozo, de los esfuerzos *in situ* y de los esfuerzos posteriores (térmicos y mecánicos) sobre la integridad del cemento, el cual desarrolla en el software Diana³, basado en el FEM. Las propiedades mecánicas consideradas en el modelo fueron la elasticidad, la resistencia a la tensión (*tensile strength*), la resistencia al corte (*shear strength*) y la resistencia a la unión (*bonding strength*). Para el análisis de la falla, utilizó dos criterios; un criterio de falla para la tensión (*smearred cracking model*) y el criterio de falla de Mohr-Coulomb para la compresión. Este modelo destaca que la resistencia a la compresión (*compressive strength*) del cemento no es indicadora de calidad ni es suficiente para decidir si cumplirá con un aislamiento zonal efectivo de pozo a largo plazo; se requieren otras propiedades mecánicas como el módulo de Young y la relación de Poisson, por otro lado, los cambios en el nivel de esfuerzos en el cemento se deben principalmente al aumento o disminución de la presión y/o de la temperatura.

El modelo de Thiercelin *et al.*, (1998) fue generalizado por di Lullo y Rae (2000) dos años después de su publicación, mediante la introducción de ecuaciones empíricas en un software para predecir con mayor precisión el desarrollo de las propiedades mecánicas del cemento en función

² Software del *Laboratoire Central des Ponts et Chaussées*, Paris

³ Un software comercial de análisis de elementos finitos hecho por TNO DIANA

de su hidratación a corto y a largo plazo, y la repuesta mecánica de éste a los esfuerzos de fondo de pozo. El cálculo del esfuerzo sigue los procedimientos descritos por Thiercelin *et al.*, (1998) con algunas simplificaciones. Este modelo destaca que la contracción del revestimiento puede resultar en el desarrollo de micro-espacios anulares en el cemento, por otra parte, la expansión de éste puede originar grietas radiales en el cemento.

Fleckenstein *et al.*, (2001) se centraron principalmente en los esfuerzos en el revestimiento, pero también estudiaron los esfuerzos en el cemento; utilizaron el criterio de falla de von Mises para describir el estado de esfuerzos dentro del sistema físico modelado y utilizó las ecuaciones de Lamé para determinar los esfuerzos tangenciales y radiales de todo el sistema. El estudio se basó en el FEM utilizando el software Ansys⁴. Esta investigación destaca que el principal mecanismo de falla del cemento, debido a las presiones de estallido internas (*burst pressure*), es el agrietamiento radial.

Por otra parte, el modelo de Bosma *et al.*, (1999) fue modificado por Ravi *et al.*, (2002) tres años después de su introducción, enfocando la simulación en la contracción-expansión del cemento. El modelo se basa en el FEM para simular los efectos de diferentes procesos sobre la integridad del cemento (perforación, hidratación del cemento, terminación del pozo y producción). Los criterios de falla empleados para el análisis son, un criterio de falla de tensión (*Hookean model*) y el criterio de Mohr Coulomb para la compresión. El cambio del volumen del cemento durante la hidratación fue un *input* básico en el modelo. Esta investigación resalta que la integridad del cemento a largo plazo está controlada por sus propiedades mecánicas, las propiedades mecánicas de la formación y los parámetros de operación del pozo.

⁴ Un software comercial de análisis de elementos finitos hecho por ANSYS, Inc.

Continuando con las investigaciones, Shahri *et al.*, (2005), de igual manera, hacen uso del FEM para modelar los esfuerzos alrededor y dentro del cemento según cambios de presión y de temperatura del pozo, pronosticar las condiciones de falla del cemento en pozos de alta presión y alta temperatura (HPHT) y evaluar otros parámetros como el espesor del cemento y la excentricidad del revestimiento, usando el software Ansys. De acuerdo con este modelo, la aparición de la falla en el cemento está fuertemente influenciada por la temperatura del pozo y de la formación.

Posteriormente, Jo y Gray (2010) desarrollaron un modelo analítico integral para la distribución de esfuerzos alrededor de un pozo inclinado y revestido al considerar las etapas de pozo desde el principio (1. Esfuerzos in situ 2. Perforación del pozo 3. Completamiento y cementación 4. Variación de esfuerzos tectónicos y variación de temperatura). Para evaluar la falla mecánica del cemento según los esfuerzos originados en cada una de estas etapas, hicieron uso del principio de superposición junto con un enfoque elástico y condición de estado estable para los esfuerzos inducidos por variaciones de temperatura. Estos investigadores emplearon el software Abaqus⁵ para la solución numérica del modelo analítico integral.

Para el mismo año, Teodoriu *et al.*, (2010) estimaron la interacción del sistema revestimiento-cemento-formación usando un nuevo modelo analítico para modelar los esfuerzos de pozo y aplicarlos al cemento. Posteriormente, mediante simulaciones numéricas empleando el software Ansys, calcularon el esfuerzo equivalente usando diferentes criterios de falla, para posibles condiciones de carga estática (cambios de presión y temperatura), sobre diferentes

⁵ Un software comercial de análisis de elementos finitos hecho por *Dassault Systèmes S.A.*

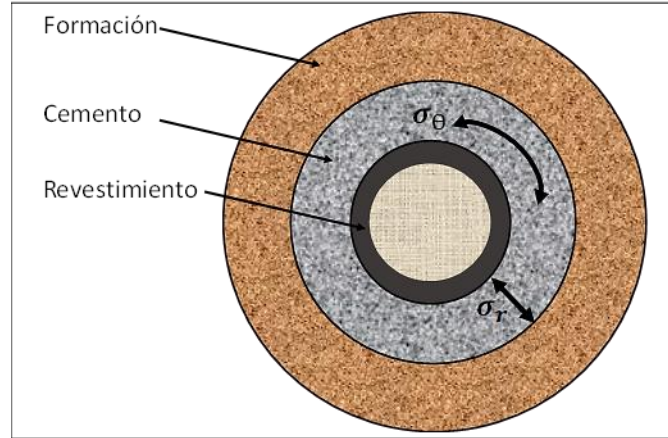
sistemas de cemento en pozos HPHT. Los resultados reportados por este modelo se centran en la respuesta mecánica del cemento según las propiedades mecánicas del cemento y de la formación.

Finalmente, Arias (2013) investigó la integridad del cemento a largo plazo en condiciones HPHT por medio de modelos de elementos finitos implementados en Abaqus para determinar el potencial de falla de cemento, según operaciones de pozo, incluyendo fracturamiento hidráulico y combustión *in situ*. Este modelo destaca las causas principales de la deformación plástica del cemento y de la roca. Adicionalmente, el modelo sirve como guía para diseñar sistemas de cementos que mantengan la integridad a largo plazo en condiciones de HPHT.

El modelo propuesto en esta investigación toma en cuenta los resultados publicados por estos investigadores, y, adicionalmente, incluye el efecto de la presión de poro dentro de la formación.

3. Marco teórico

El cemento está sometido a esfuerzos de pozo suficientemente grandes capaces de cambiar su forma de manera permanente. Los esfuerzos predominantes inducidos son el esfuerzo radial y el esfuerzo tangencial (Figura 1); el esfuerzo radial, σ_r , actúa perpendicular al eje del pozo y, normalmente, es de naturaleza compresiva, mientras el esfuerzo tangencial, σ_θ , actúa perpendicular a la dirección del esfuerzo radial, siendo referido como el esfuerzo circunferencial, cuya naturaleza es generalmente de tensión (Mueller *et al.*, 2004).

Figura 1*Esfuerzos predominantes sobre el cemento**Nota.* Adaptado de Bellabarda *et al.*, (2008).

3.1. Criterios de falla del material

En general, existen dos modos de falla; la falla de corte (o falla de cizalla) y la falla de tensión. Dado que el comportamiento mecánico del cemento es diferente bajo compresión y bajo tensión, es necesario criterios de falla diferentes para analizar cada modo de falla (Jo y Gray, 2010).

3.1.2. Criterio de falla de tensión

Este criterio establece que la falla se origina en aquellas partes del cemento donde el negativo de su resistencia a la tensión uniaxial, $-T_c$, es igual o mayor al esfuerzo principal mínimo, σ_3 , lo cual se expresa matemáticamente como (Bradley, 1979):

$$\sigma_3 \leq -T_c \quad (1)$$

3.1.3. Criterio de falla de corte

El comportamiento mecánico del cemento puede ser descrito por las leyes de la mecánica de rocas (Saint-Marc y Garnier, 2008), por lo que es posible hacer uso de los criterios de falla de común aplicación en la industria del petróleo; entre éstos los más representativos son: criterio de

Mohr-Coulomb, criterio de Hoek-Brown, criterio de Drucker-Prager y criterio de Mogi-Coulomb. Se han desarrollado investigaciones, metodologías y *screening* técnicos para determinar la representatividad y aplicación de los criterios de falla más apropiados en la industria del petróleo (Pava, 2013; Frías y Bautista, 2012; Al-Ajmi, 2006) así como la relación de cada uno de éstos en el análisis de estabilidad del *wellbore*, sin embargo, aún no se ha desarrollado un trabajo de investigación enfocado en establecer los criterios que describan con precisión la falla mecánica del cemento.

“El criterio de falla de Mohr-Coulomb ha sido empleado ampliamente en mecánica de rocas, sin embargo, actualmente se considera que subestima la resistencia del material al ignorar el efecto de los esfuerzos intermedios” (Jo y Gray, 2010), es decir, asume que el esfuerzo principal intermedio, σ_2 , no tiene influencia en la resistencia del material, no obstante, en un verdadero estado de esfuerzo poliaxial, en el que $\sigma_2 \geq \sigma_3$, σ_2 tiene un efecto pronunciado. El trabajo experimental de Murrell, 1963; Handin *et al.*, 1967; Hoskins, 1969; Mogi, 1967; Michelis, 1985; Reik y Zacas, 1978; Wawersik *et al.*, 1997; Tiwari y Rao, 2004; Haimson y Chang, 2000, y otros, ha demostrado que la resistencia de la roca es mayor cuando $\sigma_2 \geq \sigma_3$ (Al-Ajmi, 2006). De igual manera, el criterio de falla de Hoek-Brown no tiene en cuenta el efecto de los esfuerzos intermedios principales. Por otro lado, se ha determinado experimentalmente que el criterio de falla de Drucker-Prager sobreestima la resistencia del material y no necesariamente representa un verdadero estado de esfuerzo poliaxial, por lo que se recomienda no ser empleado (Al-Ajmi, 2006).

Para resolver los problemas anteriores, en esta investigación se empleará el criterio de falla de corte de Mogi-Coulomb, “el cual ha sido verificado experimentalmente para describir la falla mecánica del material bajo un estado de esfuerzo poliaxial, no ignora el efecto de “fortalecimiento”

ocasionado por el esfuerzo principal intermedio, σ_2 , como lo hace el criterio de falla de Mohr-Coulomb ni predice fuerzas tan altas como el criterio de Drucker-Prager” (Al-Ajmi, 2006, p.49).

3.1.3.1. Criterio de falla de Mogi-Coulomb. El criterio de Mogi-Coulomb se desarrolla en términos del esfuerzo de corte octaédrico, τ_{oct} , y el esfuerzo medio, $\sigma_{m,2}$, calculado de la siguiente manera (Jo y Gray, 2010):

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

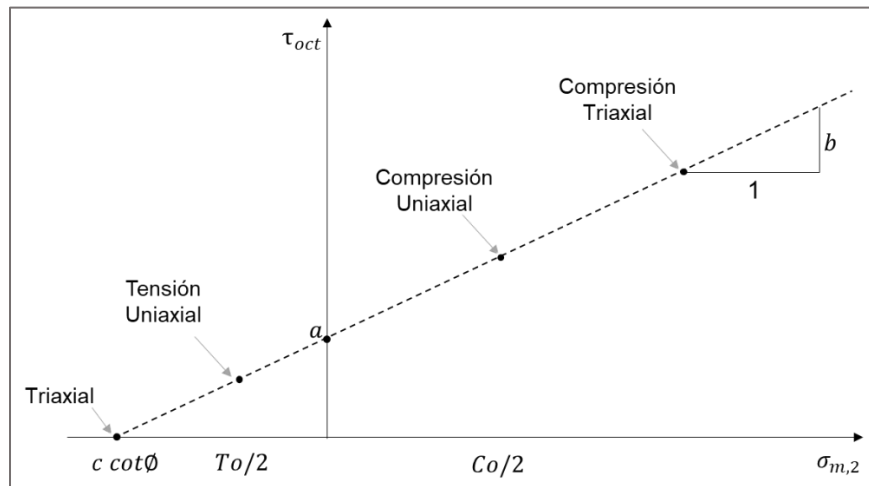
$$\sigma_{m,2} = \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} \quad (3)$$

La Figura 2 muestra la envolvente de falla de Mogi-Coulomb. La envolvente puede ser expresada matemáticamente de la siguiente manera:

$$\tau_{oct} = a + b\sigma_{m,2} \quad (4)$$

Figura 2

Envolvente de falla de Mogi-Coulomb



Nota. Adaptado de Al-Ajmi et al., (2006).

El parámetro de resistencia, b , representa esencialmente la fricción interna, por otro lado, el parámetro, a , está relacionado con la cohesión y la fricción interna del material. Estos parámetros se pueden obtener de la siguiente manera:

$$a = \frac{2\sqrt{2}}{3} \frac{Co}{q+1}; b = \frac{2\sqrt{2}}{3} \frac{q-1}{q+1} \quad (5)$$

Donde $q = \frac{(1+\sin\phi)}{(1-\sin\phi)}$ y ϕ es el ángulo de fricción interna del cemento.

3.2. Propiedades del cemento a corto y largo plazo

Los sistemas de cemento se diseñan teniendo en cuenta que deben conservar su integridad y proporcionar aislamiento zonal completo y eficiente durante toda la vida útil del pozo, para ello se debe garantizar el establecimiento y mantenimiento de sus propiedades a corto y largo plazo. Las propiedades a corto plazo están relacionadas con el cemento en forma de suspensión, es decir, con las propiedades de la lechada, y las propiedades a largo plazo (como módulo de Young, resistencia a la tensión, resistencia al ataque químico, etc.), involucra las propiedades elásticas, mecánicas, térmicas, plásticas, etc., necesarias para soportar los esfuerzos de pozo. Los requisitos de propiedades típicas a corto y largo plazo del cemento se presentan en la Tabla 1 (Ravi *et al.*, 2002; Arias, 2013).

Tabla 1

Requisitos de propiedades de cementos a corto y largo plazo

Corto plazo	Largo plazo
Ambientalmente aceptable	Térmicamente estable a condiciones de presión y temperatura de fondo de pozo.
Densidad deseada	Resiste productos químicos de fondo de pozo
Mezclarse y bombearse fácilmente	Poseer las propiedades mecánicas para resistir los esfuerzos de diversas operaciones de

	fondo de pozo y proporcionar aislamiento zonal durante la vida útil del pozo
No asentarse en condiciones estáticas y dinámicas	Los cementos establecidos deben tener una permeabilidad al agua inferior a 0.1 mD
No tener agua libre	Buena unión al revestimiento y al cemento
Tiempo de espesamiento, pérdida de fluidos y desarrollo de resistencia deseadas y resiste a la entrada de fluidos	

Nota. Adaptado de Ravi *et al.*, 2002

Generalmente, para determinar si el cemento puede soportar los esfuerzos de pozo durante su vida útil, es necesario conocer la resistencia a la tensión, módulo de Young, relación de Poisson, cohesión, ángulo de fricción interno y propiedades térmicas del material. Estas propiedades se pueden determinar mediante pruebas uniaxiales, triaxiales, térmicas y de permeabilidad. Particularmente, la resistencia a la tensión se determina con la Brazilian Test, y el módulo de Young y la resistencia a la compresión con pruebas de compresión triaxial para determinar (Arias, 2013). Por lo general, la resistencia a la tensión frecuentemente tiene valores de 1/8 a 1/12 de la resistencia a la compresión no confinada, UCS (Jaeger y Cook, 2009; Arias, 2013).

A menudo, las recomendaciones de cementación se basan en la resistencia a la compresión o a la tensión del cemento fraguado (Arias, 2013). Se supone que un cemento que cumpla ciertos requisitos de resistencia proporcionará una unión adecuada con el revestimiento y con la formación, pero la experiencia de campo y de laboratorio ha demostrado que esta suposición no siempre es válida (Nelson y Guillot, 2012).

En un pozo, la unión de corte o de cizallamiento (*shear bond*) y la unión hidráulica (*hydraulic bond*) son dos criterios considerados para el aislamiento zonal efectivo a lo largo de las interfaces revestimiento-cemento y cemento-formación. La unión al corte soporta mecánicamente

el revestimiento en el pozo y se determina midiendo la fuerza requerida para iniciar el movimiento del revestimiento en un cemento fraguado. La unión hidráulica bloquea la migración de fluidos en un anillo cementado. Por lo general, se mide aplicando presión en el revestimiento/cemento o en la interfaz revestimiento/formación hasta que se produzcan fugas. Para el aislamiento zonal, la unión hidráulica es más importante que la unión de corte (Arias, 2013).

Las pruebas de laboratorio realizadas por Arias, (2013), demostraron que la relación resistencia al corte/resistencia a la tensión es de 0.83. Este resultado se emplea en esta investigación. La resistencia de la unión al corte del cemento fraguado no puede ser más alta que la resistencia a la tensión. La unión cemento-formación es normalmente más baja que la unión revestimiento-cemento. Los datos de las pruebas de resistencia de la unión al corte están disponibles en la literatura abierta o se pueden llevar a cabo de acuerdo con las especificaciones ASTM C952. (Nelson y Guillot, 2012; Arias 2013).

3.3. Propiedades mecánicas y térmicas del cemento y de la roca

El comportamiento mecánico del cemento es similar al comportamiento de la roca, por consiguiente, se puede aplicar los mismos principios y fórmulas de la mecánica de rocas al cemento (Shahri *et al.*, 2005).

El módulo de Young y la relación de Poisson son las principales propiedades mecánicas del cemento de pozo para determinar si éste puede soportar las cargas del pozo durante toda su vida productiva, además de las propiedades térmicas del cemento (Arias, 2013).

3.3.1. Módulo de Young (E)

Describe la relación matemática entre el esfuerzo axial, σ_x y la deformación axial, ϵ_x , en una prueba de tensión o compresión simple, $\sigma_x \neq 0, \sigma_y = \sigma_z = 0$ (Arias, 2013).

$$\sigma_x = E \varepsilon_x \quad (6)$$

El módulo de Young es proporcional a la rigidez del material; cuanto más alto es E , más difícil es deformarlo. Generalmente, el módulo de Young del cemento de pozo petrolero está entre 0.14 E+6 y 1.4 E+6 psi (Arias, 2013).

3.3.2. Relación de Poisson (ν)

Establece la relación entre la deformación normal transversal y la deformación axial en una prueba de tensión o compresión simple, $\sigma_x \neq 0, \sigma_y = \sigma_z = 0$, (Arias, 2013).

$$\varepsilon_y = \varepsilon_z = \nu \varepsilon_x \quad (7)$$

Para diferentes materiales elásticos, la relación de Poisson varía entre 0 y 0.5. Aquellos materiales con $\nu = 0.5$ son prácticamente incompresibles (mantienen el volumen constante independientemente de la magnitud del esfuerzo aplicado), entre más se aproxime a cero, más compresible es el material. La relación de Poisson para rocas débiles y altamente porosas se aproxima a cero. Por lo general, “la relación de Poisson de los cementos de pozo petrolero y de las rocas, se encuentra entre 0.05 y 0.25, y 0.15 y 0.25, respectivamente” (Arias, 2013, p. 12).

3.3.3. Módulo de corte (G)

Define la relación entre el esfuerzo de corte, τ , y la deformación de corte, γ .

$$\tau = G\gamma = 2G\varepsilon \quad (8)$$

El Módulo de corte también puede ser expresado en términos del módulo de Young y la relación de Poisson, de la siguiente manera (Arias, 2013):

$$G = E/2(1 + \nu) \quad (9)$$

“El módulo de corte es útil para determinar las propiedades mecánicas de los cementos fragmentados y de la roca” (Arias, 2013, p. 13).

3.3.4. Módulo volumétrico (K)

Describe la deformación volumétrica, ε_{vol} , de un material sólido con el esfuerzo normal o esfuerzo octaédrico, σ_{oct} (Arias, 2013).

$$\sigma_{oct} = K\varepsilon_{vol} \quad (10)$$

Donde $\sigma_{oct} = \frac{\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z}{3}$ y $\varepsilon_{vol} = \varepsilon_x + \varepsilon_y + \varepsilon_z$.

El inverso del módulo volumétrico se denomina compresibilidad, $\frac{1}{K} = C_b$.

Se requieren dos parámetros linealmente independientes para describir el esfuerzo en función de la deformación, $\sigma = f(\varepsilon)$, por ejemplo, E y ν .

3.3.5. Conductividad térmica (k)

Indica la cantidad de calor transmitido a través de una unidad de espesor en dirección normal a la superficie con una unidad de área, debido a un gradiente de temperatura. En condiciones de estado estable, la conductividad térmica se expresa como (11), en dirección x , de acuerdo con la *Ley de Fourier*.

$$k_x = -\frac{q_x}{d_x d_z \frac{\partial T}{\partial x}} \quad (11)$$

Donde q_x es el calor transferido en la dirección x por unidad de tiempo (Btu/h), $d_x d_z$ es el área de transferencia de calor (ft²), k es la conductividad térmica del material [Btu/ (h °F ft)], ∂T es el diferencial de temperatura a través del material (°F) y ∂x es el grosor del material (ft).

3.3.6. Calor específico (C_p)

“Describe la energía requerida para elevar la temperatura de una unidad de masa en un grado” (Kalpakjian *et al.*, 2002, p. 94). Matemáticamente se expresa como:

$$C_p = \frac{\partial Q}{\partial T} \quad (12)$$

“Las unidades inglesas de calor específico son Btu/(lb_m°F)” (Arias, 2013, p. 23).

3.3.7. Coeficiente de expansión térmica (α)

Mide el cambio fraccional en el volumen por grado de cambio de temperatura a presión constante. Esto se expresa matemáticamente como:

$$\alpha_v = \frac{1}{V} \frac{dV}{dT} \quad (13)$$

Donde V es el volumen del material y dV/dT es la tasa de cambio del volumen con la temperatura.

3.4. Modelos analíticos para análisis de esfuerzos-deformación

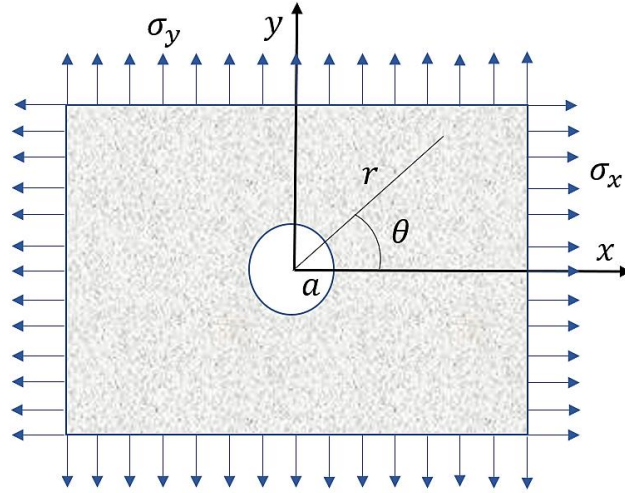
Varios autores han presentado análisis estructurales de esfuerzos para medios elásticos, plásticos, poroelásticos, etc., con el fin de evaluar la deformación y distribución de esfuerzos originados durante la perforación de la roca y construcción del pozo (Palencia, 2018). A continuación, se explicarán los modelos más prácticos empleados para analizar el comportamiento de la deformación en pozos.

3.4.1. Modelos analíticos de Kirsch y de Bradley

Kirsch (1898) publicó un modelo analítico para analizar la concentración de esfuerzos originados alrededor de un orificio circular en una placa fina, isótropa, de dimensiones infinitas y comportamiento lineal, sometida a un estado de esfuerzos *in situ* en su plano (Figura 3) (Kirsch, 1898; Maiz *et al.*, 2004; Susca *et al.*, 2007; Palencia, 2018). La solución analítica de Kirsch marca una época en la elastomecánica, puesto que ha sido desde entonces ampliamente utilizada con el objeto de corroborar la precisión relativa de otros modelos alternativos (analíticos, numéricos, experimentales, etc.) (Maiz, *et al.*, 2004).

Figura 3

Representación de la estructura analizada por Kirsch



Nota. La estructura no está a escala, puesto que las dimensiones de la placa son muy grandes comparadas con el radio del orificio. Adaptado de Palencia, 2018, p. 25

Los esfuerzos resultantes con las ecuaciones de Kirsch, en coordenadas cilíndricas, se expresan de la siguiente manera:

$$\sigma_r = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} \left(1 - \frac{a^2}{r^2} \right) + \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \left(1 - 4 \frac{a^2}{r^2} + 3 \frac{a^4}{r^4} \right) \cos(2\theta) \quad (14)$$

$$\sigma_\theta = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} \left(1 + \frac{a^2}{r^2} \right) - \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \left(1 + 3 \frac{a^4}{r^4} \right) \cos(2\theta) \quad (15)$$

Donde:

σ_r y σ_θ son los esfuerzos radiales y tangenciales, respectivamente, *psi*

σ_x y σ_y son los esfuerzos horizontales *in situ*, *psi*

a es el radio del orificio, *in*

θ es el ángulo azimutal con respecto al eje x , *rad*

r representa la distancia radial desde el eje del pozo, *in*

Por otro lado, las ecuaciones de Bradley también proporcionan una representación aceptable de los esfuerzos radiales y tangenciales alrededor de la cara del pozo y en la formación después de la operación de perforación. Según Bradley, estos esfuerzos vienen dados en coordenadas polares, respectivamente, por las ecuaciones (16) y (17) (De Simone *et al.*, 2017).

$$\sigma_r = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} \left(1 - \frac{a^2}{r^2} \right) + \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \left(1 - 4 \frac{a^2}{r^2} + 3 \frac{a^4}{r^4} \right) \cos(2\theta) + \tau_{xy} \left(1 - 4 \frac{a^2}{r^2} + 3 \frac{a^4}{r^4} \right) \sin(2\theta) + p \frac{a^2}{r^2} \quad (16)$$

$$\sigma_\theta = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} \left(1 + \frac{a^2}{r^2} \right) - \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \left(1 + 3 \frac{a^4}{r^4} \right) \cos(2\theta) - \tau_{xy} \left(1 + 3 \frac{a^4}{r^4} \right) \sin(2\theta) - p \frac{a^2}{r^2} \quad (17)$$

En las ecuaciones (16) y (17), p es la presión en el interior del hoyo. En este análisis se considera el esfuerzo cortante igual a cero, $\tau_{xy} = 0$.

Las ecuaciones analíticas de Kirsch y de Bradley, las cuales representan la distribución de esfuerzos generados en la cara de pozo vertical y en la formación después de ser perforado, han sido utilizadas ampliamente como punto de partida para estudios posteriores (Osthadassan, 2014; Zamora, 2016) y como base para desarrollo numérico tridimensional (Palencia, 2018).

3.4.2. Modelos analíticos de Teodoriu, Bomá y de Simone

Teodoriu *et al.*, 2010 publican una solución analítica para los esfuerzos de pozo (revestimiento-cemento-formación) basado en parámetros de pozo (constantes elásticas, variación de temperatura en cada material y presión de formación), la cual es desarrollada empleando la teoría del cilindro de paredes delgadas para el revestimiento y la teoría del cilindro de paredes gruesas para el cemento y la formación. De acuerdo con este modelo, los esfuerzos radiales originados en la fase de cementación del pozo se determinan con la siguiente relación matemática:

$$\sigma_r = P_{c1} \frac{b^2}{c^2 - b^2} \left(1 - \frac{c^2}{r^2} \right) - P_{c2} \frac{c^2}{c^2 - b^2} \left(1 - \frac{b^2}{r^2} \right) \quad (18)$$

En la ecuación (19), P_{c1} y P_{c2} son las presiones de contacto entre el revestimiento y el cemento, y entre el cemento y la formación, respectivamente, determinadas de la siguiente manera:

$$P_{c1} = \left\{ \frac{[(1 + v_s)a\alpha_s\Delta T_1] - [(1 + v_c)c\alpha_c\Delta T_2] + \frac{P_i a}{E_s} \left[\frac{r_m}{t_s} (1 - v_s^2) - (v_s + v_s^2) \right]}{\frac{c}{E_c} \left[(1 - v_c^2) \frac{b^2 + c^2}{c^2 - b^2} - (v_c + v_c^2) \right] + \frac{a}{E_s} \left[\frac{r_m}{t_s} (-1 + v_s^2) - (v_s + v_s^2) \right]} \right\} \quad (19)$$

$$P_{c2} = \left\{ \frac{[(1 + v_f)d\alpha_f\Delta T_3] - [(1 + v_c)c\alpha_c\Delta T_2] + \frac{P_f}{E_f} \left[\frac{2d^2}{d^2 - c^2} (1 - v_f^2) - (v_f + v_f^2) \right]}{\frac{1}{E_c} \left[(1 - v_c^2) \frac{b^2 + c^2}{c^2 - b^2} - (v_c + v_c^2) \right] + \frac{1}{E_f} \left[\frac{2d^2}{d^2 - c^2} (1 + v_f^2) - (v_f + v_f^2) \right]} \right\} \quad (20)$$

Donde a es el radio interno del revestimiento, b el radio interno del cemento, c el radio externo del cemento y d , el radio total de la formación. E_s , E_c y E_f son los módulos elásticos del revestimiento, cemento y formación, respectivamente. v_s , v_c y v_f son los coeficientes de Poisson del revestimiento, cemento y formación, respectivamente. ΔT_1 , ΔT_2 y ΔT_3 , son los diferenciales de temperatura a través de los materiales revestimiento, cemento y formación, respectivamente. P_f es la presión de formación, P_i la presión interna y r la distancia radial desde el eje del pozo al punto donde se calcula el esfuerzo.

Bomá *et al.*, 2016 presentan un modelo analítico de la interacción mecánica entre el revestimiento-cemento-formación, para pozos verticales, basado en las presiones de contacto o presiones interfaciales revestimiento-cemento, cemento-formación, originadas en un cilindro concéntrico compuesto, de pared delgada (revestimiento) y gruesa (cemento y roca), cuyos componentes están perfectamente adheridos entre sí. Este modelo asume ejesimetría, estado de

esfuerzos uniforme antes de perforar, deformación plana generalizada y esfuerzos horizontales de igual magnitud. Los esfuerzos radiales, según Bomá *et al.*, se expresan matemáticamente de la siguiente manera:

$$\sigma_r = \frac{CP_1 e^2 - CP_2 f^2}{f^2 - e^2} + \frac{e^2 f^2 (CP_1 - CP_2)}{r^2 (f^2 - e^2)} \quad (21)$$

CP_1 representa la presión de contacto en la interacción revestimiento-cemento, igual a $CP_1 = ZH - YI/HX - YG$, CP_2 representa la presión de contacto en la interacción cemento-formación, equivalente a $CP_2 = IX - GZ/HX - YG$, donde $G = e^2 g^2 + e^2 f^2 g^2 - e^2 f^2 - e^2 f^4$, $H = f^6 + g^2 f^4 - 2e^2 f^4 + f^2 g^2 - f^4$, $I = 2F_p g^2 f^4 - 2F_p e^2 f^2 g^2$, $X = t(e^2 + f^2)$, $Y = -2f^2$, $Z = Prf^2 - Prfe^2$. d es el radio interno del revestimiento, e el radio interno del cemento, f el radio externo del cemento y r la posición radial donde se calcula el esfuerzo. F_p es la presión de la formación.

Por su parte, De Simone *et al.*, 2017 desarrollan un modelo analítico para los esfuerzos en el revestimiento, cemento y formación que sigue los pasos de vida útil del pozo, considerando condiciones de deformación plana, medios homogéneos isotrópicos y continuos, y materiales elásticos lineales. El modelo, basado en la teoría de cilindro compuesto concéntrico, expresa los esfuerzos radiales en función de las presiones de contacto en las interfaces revestimiento-cemento (SC) y cemento-formación (CF), de la siguiente manera:

$$\sigma_r = \frac{SC d^2}{e^2 - d^2} \left(1 - \frac{e^2}{r^2} \right) - \frac{CF e^2}{e^2 - d^2} \left(1 - \frac{d^2}{r^2} \right) \quad (22)$$

Las presiones de contacto SC y CF pueden ser determinadas resolviendo la continuidad de las ecuaciones (23) y (24). Con estos valores, se determina los esfuerzos radiales en cada material para la etapa de cementación. En esta etapa, se asume que el revestimiento y el cemento se sitúan

simultáneamente. En este punto, los esfuerzos iniciales en el cemento se consideran iguales a los esfuerzos hidrostáticos de la lechada.

$$\begin{aligned} & \frac{d}{E_s} \left\{ (1 - v_s^2) \left[\left(\frac{2c^2}{d^2 - c^2} \right) p_i - \left(\frac{d^2 + c^2}{d^2 - c^2} \right) (SC + \sigma_c) \right] + (v_s + v_s^2)(SC + \sigma_c) \right\} \\ & = \frac{d}{E_c} \left\{ (v_c + v_c^2)SC + (1 - v_c^2) \left[\left(\frac{e^2 + d^2}{e^2 - d^2} \right) SC - \left(\frac{2e^2}{e^2 - d^2} \right) CF \right] \right\} \end{aligned} \quad (23)$$

$$\begin{aligned} & \frac{e}{E_c} \left\{ (1 - v_c^2) \left[\left(\frac{2d^2}{e^2 - d^2} \right) SC - \left(\frac{e^2 + d^2}{e^2 - d^2} \right) CF \right] + (v_c + v_c^2)CF \right\} \\ & = \frac{d}{E_f} \left\{ (1 - v_f^2) \left[\left(\frac{f^2 + e^2}{f^2 - e^2} \right) (CF + \sigma_c - P_{drill}) \right] + (v_f - v_f^2)(CF + \sigma_c - P_{drill}) \right\} \end{aligned} \quad (24)$$

Donde c es el radio interno del revestimiento, d el radio interno del cemento, e el radio externo del cemento y f el radio total de la formación. El módulo de Young y el coeficiente de Poisson para cada material están definidos por E_s y v_s para el revestimiento, E_c y v_c para el cemento y E_f y v_f para la formación. p_i es la presión en la cara interna del revestimiento, P_{drill} la presión de perforación y σ_c es el estado inicial de esfuerzos en el cemento.

De acuerdo con De Simone *et al.*, el estado de esfuerzos al final de cada etapa, para cada material, es obtenido por superposición de esfuerzos resultantes de la etapa previa de desarrollo del pozo, de este modo, los esfuerzos radiales en el cemento y en la formación al final del *step* de cementación están dados por la ecuación (25) y (26), respectivamente.

$$\sigma_{rC} = -\sigma_c + \Delta\sigma_{rC} \quad (25)$$

$$\sigma_{rF} = \sigma_{rF(drill)} + \Delta\sigma_{rF} \quad (26)$$

Donde $\Delta\sigma_{rC}$ es el incremento de esfuerzos radiales obtenidos en el *step* de cementación en el cemento, calculado con la ecuación (22), $\sigma_{rF(drill)}$ los esfuerzos radiales en la formación al final

del *step* de perforación y $\Delta\sigma_{rF}$ el incremento de esfuerzos radiales obtenidos en el *step* de cementación en la formación, calculado con la ecuación (22).

3. 5. Modelos constitutivos de los materiales

El modelado usado para describir el comportamiento mecánico del conjunto revestimiento-cemento-formación, generalmente, implica como punto de partida el uso de relaciones matemáticas entre esfuerzos aplicados, velocidades de deformación y desplazamientos resultantes (Mueller *et al.*, 2004). Estas relaciones, conocidas como modelos constitutivos, reflejan las características internas del material en forma de propiedades macroscópicas (Ayneto y Ferrer, 2012). El modelo propuesto en esta investigación considera al revestimiento y cemento como materiales elastotermoplásticos, y a la roca como poroelastotermoplástica. A continuación, se describen los modelos constitutivos que modelan el respectivo comportamiento de cada material.

3.5.1. Elasticidad lineal

Aunque el cemento y la roca se comportan de manera no lineal sometidos a grandes esfuerzos, su comportamiento puede aproximarse mediante relaciones lineales en el rango de deformaciones infinitesimales (generalmente, deformaciones elásticas menores al 5%). El esfuerzo total se define a partir de la deformación elástica total como:

$$\sigma = D^{el} \varepsilon^{el} \quad (27)$$

Donde σ es el esfuerzo total ("verdadero" o esfuerzo de Cauchy en problemas de deformación finita), D^{el} es el tensor de elasticidad de cuarto orden y ε^{el} es la deformación elástica (deformación logarítmica en problemas de deformación finita) ("Abaqus Analysis User's Manual", 2011).

El número de componentes independientes del tensor de elasticidad depende del número de planos de simetría definidos para las propiedades elásticas. En el caso de linealidad isotrópica (un número infinito de planos de simetría pasan por cada punto), la relación tensión-deformación viene dada por:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{11} \\ \gamma_{12} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{23} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 1/E & -\nu/E & -\nu/E & 0 & 0 & 0 \\ -\nu/E & 1/E & -\nu/E & 0 & 0 & 0 \\ -\nu/E & -\nu/E & 1/E & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/G & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{11} \\ \sigma_{11} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{23} \end{Bmatrix} \quad (28)$$

Las propiedades elásticas se definen completamente por el módulo de Young, E , y la relación de Poisson, ν . El módulo de corte, G , puede expresarse en términos de E y ν como $G = E/2(1 + \nu)$.

La estabilidad de materiales elástico-lineales requiere que D^{el} sea positivo, lo que conduce a ciertas restricciones sobre los valores de las constantes elásticas; $E > 0$, $G > 0$ y $-1 < \nu < 0.5$. Los valores de relación de Poisson cercana a 0.5 dan como resultado un comportamiento casi incompresible (“Abaqus Analysis User's Manual”, 2011).

3.5.2. Elastoplasticidad

La plasticidad define la deformación más allá del límite elástico, es decir, donde las deformaciones son irreversibles. Está diseñada para modelar el comportamiento dúctil del material (“Abaqus Analysis User's Manual”, 2011). Las rocas y los cementos se comportan como materiales elásticos a bajos niveles de esfuerzo y como materiales plásticos a altos niveles de esfuerzo (Arias, 2013).

La teoría de la elastoplasticidad está basada en cuatro conceptos principales; deformación plástica (*plastic strain*), la cual es permanente; el criterio de rendimiento (*yield criterion*), definido

como el punto en el que ocurren cambios irreversibles en el material (el límite elástico representa el inicio de la deformación plástica); la regla de flujo (*flow ruler*), la cual describe la manera como se desarrollan las deformaciones plásticas dada una situación de carga y la regla de endurecimiento (*hardening ruler*), que describe cómo las rocas pueden soportar una carga creciente después de la falla inicial (Arias, 2013; Fjaer, 2008).

La deformación plástica total, $\delta\epsilon$, se puede expresar como la suma de los vectores:

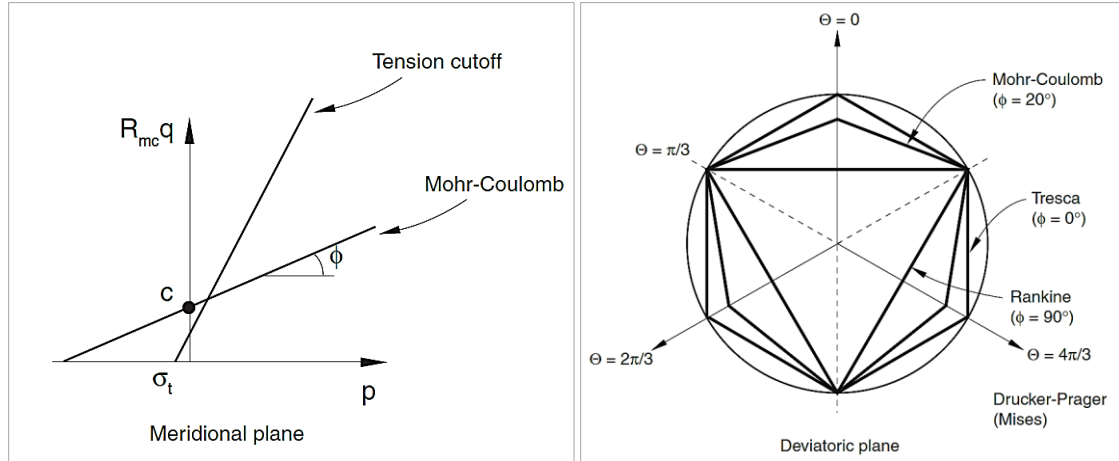
$$\delta\epsilon = \delta\epsilon^e + \delta\epsilon^p + \delta\epsilon^{cr} \quad (29)$$

Donde, $\delta\epsilon^e$ es la deformación elástica, $\delta\epsilon^p$ es la velocidad de deformación inelástica independiente del tiempo (plástica) y $\delta\epsilon^{cr}$ es la deformación dependiente del tiempo inelástica (*creep*) (“Abaqus Analysis User's Manual”, 2011). Todos los cementos establecidos tienen algún comportamiento de fluencia *creep*, pero ha sido poco estudiado en los cementos de pozos petroleros (Arias, 2013). No se incluirá el *creep* en el Modelo de Elemento Finitos (MEF, en adelante, por sus siglas) de Abaqus.

3.5.2.1. Elastoplasticidad Mohr-Coulomb. Este modelo constitutivo utiliza el criterio de rendimiento clásico de Mohr-Coloumb; una línea recta en el plano meridional (Figura 4, izq.) y una sección hexagonal irregular en el plano deviatorio (Figura 4, der.). Sin embargo, el modelo elastoplástico Mohr-Coulomb de Abaqus tiene un potencial de flujo completamente suave en lugar de la pirámide hexagonal clásica; el potencial de flujo es una hipérbola en el plano meridional y utiliza la sección de desviación suave propuesta por Menétrey y Willam (“Abaqus Theory Manual”, 2011).

Figura 4

Yield Surface Morh-Coulomb en el plano meridional (izq.) y en el plano deviatorio (der.)



Nota. Tomado de “Abaqus Theory Manual”, 2011, p. 4.4.5-5

3.5.2.1.1. Velocidad de deformación. Se supone aditiva la velocidad de deformación, como sigue:

$$d\varepsilon = d\varepsilon^{el} + d\varepsilon^{pl} \quad (30)$$

Donde $d\varepsilon$ es la velocidad de deformación total, $d\varepsilon^{el}$ es la velocidad de deformación elástica y $d\varepsilon^{pl}$ es la velocidad de deformación plástica. El comportamiento elástico se modela como lineal e isotrópico (“Abaqus Theory Manual”, 2011).

3.5.2.1.2. Criterio de rendimiento. La superficie de rendimiento (Yield Surface) está compuesta por un criterio de corte, conocido como superficie de Mohr-Coulomb (31), y un criterio opcional, modelado usando la superficie de Rankine. La superficie de rendimiento de Mohr-Coulomb se expresa en términos de los tres esfuerzos invariantes como:

$$F = R_{mc}q - p \tan \phi - C = 0 \quad (31)$$

$$\text{Donde } R_{mc}(\theta, \phi) = \frac{1}{\sqrt{3} \cos \phi} \sin \left(\theta + \frac{\pi}{3} \right) + \frac{1}{3} \cos \left(\theta + \frac{\pi}{3} \right) \tan \phi.$$

ϕ es la pendiente de la superficie de fluencia de Mohr-Coulomb en el plano deviatorio (Figura 4, der.), comúnmente conocido como ángulo de fricción del material.

C es la cohesión del material y

θ es el ángulo polar deviatorio (Chen and Han, 1988) definido como $\cos(3\theta) = (r/q)^3$

p, q y r , son los tres esfuerzos invariantes, respectivamente.

El ángulo de fricción, ϕ , controla la forma de la superficie elástica en el plano deviatorio (Figura 4, der.). La superficie del esfuerzo de corte se muestra para un ángulo meridional de $\theta = 0$. El rango del ángulo de fricción es $0^\circ \leq \phi < 90^\circ$. En el caso $\phi = 0^\circ$, el modelo Mohr-Coulomb se reduce al modelo Tresca, independiente de la presión con una sección desviadora perfectamente hexagonal. En el caso $\phi < 90^\circ$, el modelo de Mohr-Coulomb se reduce al modelo de Rankine con una sección deviatoria triangular y $R_{mc} = \infty$ (este caso límite no está permitido dentro del modelo de Mohr-Coulomb) (“Abaqus Theory Manual”, 2011).

3.5.2.1.3. Regla de flujo. La función de rendimiento empleada en este modelo incluye cohesión isotrópica y endurecimiento/ablandamiento. El potencial de flujo de forma hiperbólica en el plano meridional, no tiene esquinas en el espacio de esfuerzo deviatorio, lo que proporciona una definición única de la dirección del flujo plástico. El potencial de flujo, G , tiene la forma:

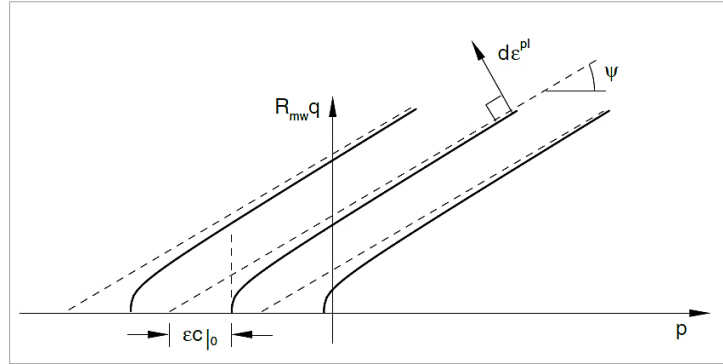
$$G = \sqrt{(\epsilon c|_0 \tan \psi)^2 + (R_{mw} q)^2} - p \tan \psi \quad (32)$$

Donde ϵ es un parámetro denominado excentricidad, que define la velocidad a la que la función se acerca a la asíntota, $c|_0$ es el esfuerzo de fluencia de cohesión inicial (valor de cohesión cuando la deformación es cero), ψ es el ángulo de dilatación medido en el plano $(P - R_{mw} q)$ a alta presión de confinamiento (Figura 5), y $R_{mw} q$ es una función suave en el plano deviatorio. La función G se aproxima asintóticamente a un potencial de flujo lineal a alta presión de

confinamiento. En la Figura 5 se muestra una familia de potenciales hiperbólicos en el plano de esfuerzo meridional (“Abaqus Theory Manual”, 2011).

Figura 5

Familia de potenciales de flujo hiperbólico en el plano meridional



Nota. Tomado de “Theory Manual”, 2011, p. 4.4.5-6

El potencial de flujo también es continuo y suave en el plano de deviatorio. Abaqus adopta la función elíptica deviatora utilizada por Menétrey y Willam (1995):

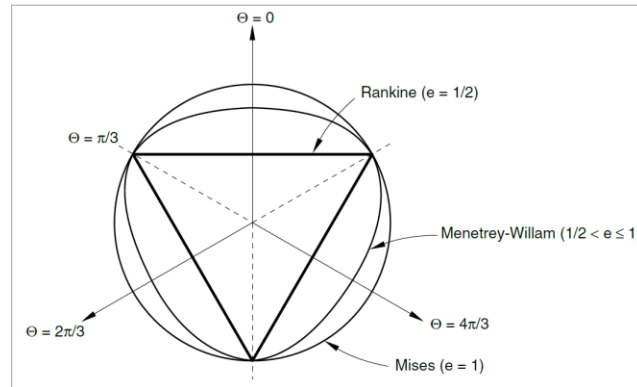
$$R_{mw}(\theta, e) = \frac{4(1 - e^2)\cos^2\theta + (2e - 1)^2}{2(1 - e^2)\cos\theta + (2e - 1)\sqrt{4(1 - e^2)\cos^2\theta + 5e^2 - 4e}} R_{mc}\left(\frac{\pi}{3}, \emptyset\right) \quad (33)$$

Donde e es un parámetro que indica la "falta de redondez" de la sección deviatora en términos de la relación entre el esfuerzo de corte a lo largo del meridiano de extensión ($\theta = 0$) y el esfuerzo de corte a lo largo del meridiano de compresión ($\theta = \pi/3$). La función elíptica tiene el valor $R_{mw}(\theta = 0, e) = R_{mc}(\pi/3, \emptyset)/e$ a lo largo del meridiano de tensión y el valor $R_{mw}(\theta = \pi/3, e) = R_{mc}(\pi/3, \emptyset)$ lo largo del meridiano de compresión; esto asegura que el potencial de flujo coincida con la superficie de fluencia en la compresión y tensión triaxial en el plano deviatorio siempre que e se defina apropiadamente. Aunque la función elíptica se define solo en el sector $0 \leq \theta \leq \pi/3$, el radio polar $R_{mw}(\theta, e)$ se extiende a todas las direcciones polares

$0 \leq \theta \leq 2\pi$, utilizando la simetría triple que se muestra en la Figura 6 (“Abaqus Theory Manual”, 2011).

Figura 6

Potencial de flujo de Menétrey-Willam en el plano deviatorio.



Nota. Tomado de “Theory Manual”, 2011, p. 4.4.5-7

El parámetro de falta de redondez, e , depende del ángulo de fricción, ϕ ; se calcula haciendo coincidir el potencial de flujo con la superficie de fluencia tanto en tensión triaxial como en compresión en el plano deviatorio:

$$e = \frac{3 - \sin\phi}{3 + \sin\phi} \quad (34)$$

El flujo en el plano meridional puede estar aproximadamente asociado cuando el ángulo de fricción, ϕ , y el ángulo de dilatación, ψ , son iguales y el parámetro de excentricidad, e , es muy pequeño; sin embargo, el flujo en este plano, en general, no está asociado. El flujo en el plano deviatorio siempre es no asociado. Por lo tanto, el uso de este modelo de Mohr-Coulomb generalmente requiere la solución de ecuaciones asimétricas.

3.5.3. Poroelasticidad

Naturalmente, las formaciones presentan grietas y poros que se encuentran saturados por uno o más fluidos, los cuales tienen cierta influencia sobre el comportamiento mecánico de rocas (Fjaer, 2008), por ello, se tiene en cuenta la influencia de la fuerza que ejercen los fluidos dentro de la roca en la deformación.

Un medio poroso (la formación, en esta investigación) se modela en Abaqus/Standard mediante el enfoque convencional basado en el *principio de esfuerzo efectivo*. El modelado aquí referido considera la presencia de un fluido en el medio, el cual está completamente saturado. El volumen elemental, dV , está formado por un volumen de granos de material sólido, dV_g , un volumen de vacíos, dV_v , y un volumen de fluido, $dV_w \leq dV_v$, que puede moverse libremente a través del medio si existe algún diferencial o impulso.

Se supone que el esfuerzo total que actúa en un punto, σ , está compuesto por un esfuerzo de presión promedio en el fluido, o presión de poro, P_p , y un esfuerzo de presión efectivo, σ' , definido por:

$$\sigma' = \sigma + \mathcal{X}P_p I \quad (35)$$

$\mathcal{X}$ es un factor que depende de la saturación y de la tensión superficial del sistema roca/fluido. $\mathcal{X}$ es 1.0 cuando el medio poroso está completamente saturado.

Se supone que la respuesta constitutiva del medio poroso consiste de relaciones de elasticidad simples para el fluido y para los granos de la formación, junto con una teoría constitutiva para la matriz de roca, según la cual define a $\sigma' = f(\text{historial de deformaciones, temperatura de la roca})$.

Generalmente, se utiliza el método de Newton para resolver las ecuaciones que gobiernan el procedimiento de integración implícita. Por tal motivo, se incluye la definición de matriz jacobiana en el desarrollo del modelo. Como punto de partida, se definen la porosidad, la relación de vacíos y la saturación del medio.

La porosidad, n , es la relación entre el volumen de vacíos y el volumen total:

$$n = \frac{dV_v}{dV} = 1 - \frac{dV_g}{dV} - \frac{dV_t}{dV} \quad (36)$$

Abaqus por lo general utiliza la relación de vacíos, $e = dV_v/(dV_g + dV_t)$, en lugar de porosidad. Las relaciones de conversión se derivan de manera sencilla como sigue:

$$1 - n = \frac{1}{1 + e}; e = \frac{n}{1 - n}; n = \frac{e}{1 + e} \quad (37)$$

La saturación, s , es la relación entre el volumen de fluido libre y el volumen de vacíos:

$$s = \frac{dV_w}{dV_v} \quad (38)$$

La relación de volumen de fluido en un punto es (“Abaqus Theory Manual”, 2011):

$$n_w = \frac{dV_w}{dV} = sn \quad (39)$$

3.5.3.1. Ecuación de equilibrio discretizada para medios porosos. El equilibrio se expresa escribiendo el *principio de trabajo virtual* para el volumen considerado en el tiempo t :

$$\int_V \sigma : \delta \varepsilon dV = \int_V t \cdot \delta v dS + \int_V \hat{f} \cdot \delta v dV \quad (40)$$

donde δv es el campo de velocidad, $\delta \varepsilon = \left(\partial \delta v / \partial x \right)$ es la tasa de deformación, σ es el esfuerzo verdadero de Cauchy, t son las tensiones superficiales por unidad de área y $\hat{f}$ son las fuerzas corporales por unidad de volumen.

El equilibrio se aproxima como un conjunto finito de ecuaciones mediante la introducción de funciones de interpolación. Particularmente, la notación utilizada para indicar tal discretización son aquellas cantidades con superíndices en mayúsculas (por ejemplo, v^N), que representan variables nodales. Se supone que la interpolación se basa en las coordenadas de la matriz del material (formulación "Lagrangiana").

Por simplicidad, se considera solo el caso en el que el problema no tiene restricciones internas, y la discretización se realiza por completo aproximando el equilibrio, lo cual resulta en el método de desplazamiento (o rigidez).

El campo de velocidad virtual es interpolado por:

$$\delta v = N^N \delta v^N \quad (41)$$

Donde $N^N(S_i)$ define las funciones de interpolación con respecto a las coordenadas del material, S_i .

La tasa de deformación se interpola como:

$$\delta \varepsilon = \beta^N \delta v^N \quad (42)$$

Donde, en el caso más simple, $\beta^N = (\partial \delta N^N / \partial x)$. Por tanto, la ecuación de trabajo virtual se discretiza como:

$$\delta v^N \int_V \beta^N : \sigma dV = \delta v^N \left[\int_S N^N \cdot t dS + \int_V N^N \cdot f dV + \int_V (sn + nt) \rho_{ws} N^N \cdot g dV \right] \quad (43)$$

Donde δv^N son independientes.

El término δv^N en el lado izquierdo de esta ecuación se denomina posteriormente matriz de fuerza interna, I^N :

$$I^N = \int_V \beta^N : \sigma dV \quad (44)$$

Asimismo, la matriz de fuerza externa, P^N , se toma del lado derecho:

$$P^N = \int_S N^N \cdot t dS + \int_V N^N \cdot f dV + \int_V (sn + nt) \rho_{ws} N^N \cdot g dV \quad (45)$$

(P^N incluye cualquier fuerza de d'Alembert).

Elegir que cada δv^N sea distinto de cero, a su vez, expresa el equilibrio como un equilibrio de fuerzas internas y externas:

$$I^N - P^N = 0 \quad (46)$$

Estas ecuaciones de equilibrio discretizadas, junto con la ecuación de continuidad presentada más adelante, definen el estado de la formación.

Las ecuaciones de equilibrio se escriben al final de un incremento de tiempo cuando se usa la integración implícita y son no lineales, por ello, se hace uso del método de Newton para su solución. Estas consideraciones implican la necesidad de la matriz jacobiana del sistema, que define la variación de cada término en las ecuaciones con respecto a las variables básicas del problema discretizado, que en este caso son las posiciones nodales (o, de manera equivalente, los desplazamientos $(x^N - X^N)$, y los valores de presión del fluido nodal, u_w^N (“Abaqus Theory Manual”, 2011).

3.5.3.2. Comportamiento constitutivo en un medio poroso. El comportamiento mecánico del medio poroso consiste en las respuestas del fluido y del sólido a la presión local y de la respuesta del material en general al esfuerzo efectivo. Los supuestos constitutivos fundamentales que incorporan estas respuestas se presentan a continuación.

3.5.3.2.1. Respuesta del fluido. Para el fluido en el sistema:

$$\frac{\rho_w}{\rho_w^0} \approx 1 + \frac{u_w}{K_w} - \varepsilon_w^{th} \quad (47)$$

Donde ρ_w es la densidad del fluido, ρ_w^0 es su densidad en la configuración de referencia, K_w es el módulo de volumen del fluido y $\varepsilon_w^{th} = 3\alpha_w(\theta - \theta_w^0) - 3\alpha_w|_{\theta^I}(\theta^I - \theta_w^0)$ es la expansión volumétrica del fluido causada por el cambio de temperatura.

$\alpha_w(\theta)$ es el coeficiente de expansión térmica del fluido, θ es la temperatura actual, θ^I es la temperatura inicial y θ_w^0 es la temperatura de referencia para la expansión térmica. Se supone que tanto u/K_w y ε_w^{th} son pequeños.

3.5.3.2.2. Respuesta del sólido. Se supone que el material sólido del medio poroso tiene la respuesta mecánica local bajo presión:

$$\frac{\rho_g}{\rho_g^0} \approx 1 + \frac{1}{K_g} \left(su_w + \frac{\bar{p}}{1 - n - n_t} \right) - \varepsilon_g^{th} \quad (48)$$

Donde K_g es el módulo volumétrico del sólido y $\varepsilon_g^{th} = 3\alpha_g(\theta - \theta_g^0) - 3\alpha_g|_{\theta^I}(\theta^I - \theta_g^0)$ su deformación térmica volumétrica, s es la saturación, α_g es el coeficiente de expansión térmica del sólido y θ_g^0 es la temperatura de referencia para esa expansión $|1 - \rho_g/\rho_g^0|$ se supone que es pequeño (“Abaqus Theory Manual”, 2011).

3.5.3.3. Ecuación de continuidad para el fluido en el medio poroso. Un medio poroso se modela en Abaqus uniando la malla de elementos finitos al material sólido. Se supone que el fluido puede fluir a través de esta malla. Por lo tanto, se requiere una ecuación de continuidad para el fluido escrito en forma variacional como base para la aproximación de elementos finitos, que iguale la tasa de aumento de la masa del fluido almacenada en un punto, con la tasa de masa del

fluido que fluye hacia el punto dentro del incremento de tiempo. El flujo de líquido se describe introduciendo la *ley de Darcy* o, alternativamente, la *ley de Forchheimer*.

La ecuación de continuidad se satisface en el FEM utilizando el exceso de presión del fluido como variable nodal (grado de libertad 8), interpolado sobre los elementos. La ecuación se integra en el tiempo utilizando la aproximación regresiva de Euler. La derivada total de este enunciado variacional integrado de continuidad con respecto a las variables nodales se requiere para las iteraciones de Newton utilizadas para resolver las ecuaciones no lineales acopladas de equilibrio y de continuidad.

Se considera un volumen, V , con una cantidad fija de material sólido, V_0 es el volumen de referencia y V_w , el volumen de fluido que puede fluir libremente impulsado por un diferencial.

La masa total de fluido en el volumen de control es:

$$\int_v \rho_w [dV_w + dV_t] = \int_v \rho_w (n_w + n_t) dV \quad (49)$$

La tasa de cambio en el tiempo de esta masa de fluido es

$$\frac{d}{dt} \left(\int_v \rho_w (n_w + n_t) dV \right) = \int_v \frac{1}{J} \frac{d}{dt} (J \rho_w (n_w + n_t)) dV \quad (50)$$

La masa de fluido que atraviesa la superficie y entra en el volumen por unidad de tiempo es:

$$- \int_S \rho_w n_w \mathbf{n} \mathbf{v}_w dS \quad (51)$$

Donde $\mathbf{v}_w$ es la velocidad promedio del fluido en relación con la fase sólida y $\mathbf{n}$ es la normal hacia el exterior de la superficie S .

Al igualar la adición de masa de fluido a través de S a la tasa de cambio de masa de fluido dentro del volumen V , se obtiene la ecuación de continuidad de masa de fluido (“Abaqus Theory Manual”, 2011):

$$\int_V \frac{1}{J} \frac{d}{dt} (J \rho_w (n_w + n_t)) dV = - \int_S \rho_w n_w \eta V_w dS \quad (52)$$

3.5.4. Termoelasticidad

Las deformaciones de origen mecánico de los materiales (revestimiento, cemento y roca), producidos por esfuerzos, se acompañan además de dilataciones y contracciones originadas por variaciones de temperatura debido a la operación del pozo (Ayneto y Ferrer, 2012). Según sus propiedades térmicas, estos materiales se expanden o contraen con incrementos de temperatura a diferentes velocidades (Arias, 2013), lo que podría ocasionar la falla mecánica del cemento o la desunión en sus interfaces.

3.5.4.1. Transferencia de calor. El calor fluye a través de un sólido mediante un proceso llamado *difusión térmica* o *conducción*. En este modo, el calor se transfiere a través de un mecanismo submicroscópico complejo en el que los átomos interactúan mediante colisiones elásticas e inelásticas para propagar la energía de las regiones de mayor temperatura a las de menor temperatura. Desde el punto de vista ingenieril, no es necesario ahondar en las complejidades de los mecanismos moleculares, puesto que la tasa de propagación del calor puede modelarse mediante la *ley de Fourier*, la cual incorpora las características mecánicas del proceso en una propiedad física de los materiales conocida como conductividad térmica, k (Kreith, *et al.*, 2011, p.71).

Los procedimientos de análisis de transferencia de calor se modelan de acuerdo con las consideraciones que mejor representen el fenómeno de estudio:

- Los problemas de transferencia de calor pueden tener soluciones no acopladas, en las cuales se calcula el campo de temperatura sin tener en cuenta el estado esfuerzo-deformación del sistema de estudio; acopladas secuencialmente, donde se resuelve primero la transferencia de calor en el sistema para posteriormente utilizar esta solución en el análisis de esfuerzo-deformación como campo predefinido; y, totalmente acopladas, donde las soluciones de esfuerzo y temperatura se obtienen simultáneamente. Esta última solución se emplea cuando el campo térmico y mecánico se afectan fuertemente entre sí (“Abaqus Analysis User's Manual”, 2011).
- Los análisis de transferencia de calor pueden ser lineales o no lineales (“Abaqus Analysis User's Manual”, 2011), estos últimos se presentan debido a que las propiedades del material dependen de la temperatura o porque las condiciones de frontera son no lineales (Arias, 2013).
- Los problemas de transferencia de calor pueden incorporar análisis térmico de estado transitorio o de estado estable; en el análisis de estado estable (un sistema que no cambia con el tiempo), el término de energía interna (calor específico) en la ecuación de transferencia de calor no se considera en el análisis. El tiempo transitorio en el análisis térmico se utiliza para determinar el flujo de calor en los materiales con el tiempo (“Abaqus Analysis User's Manual”, 2011).
- La transferencia de calor puede realizarse mediante tres mecanismos: conducción, convección y radiación. En la conducción, el calor pasa a través del material del propio sistema. En la convección, el calor se transfiere por movimiento relativo de partes del sistema. En la radiación, el calor pasa entre las partes distantes del cuerpo mediante ondas electromagnéticas (“Abaqus Analysis User's Manual”, 2011).

Se considera que la transferencia de calor en el sistema revestimiento-cemento-formación se realiza principalmente por conducción, despreciando los demás mecanismos. El procedimiento de análisis de transferencia de calor se modela en estado estable, es no lineal y completamente acoplado.

La ecuación de conducción de calor generalizada formulada en términos del operador Laplaciano es de la forma:

$$\nabla^2 T + Q = \frac{\rho_b C_p}{k} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (53)$$

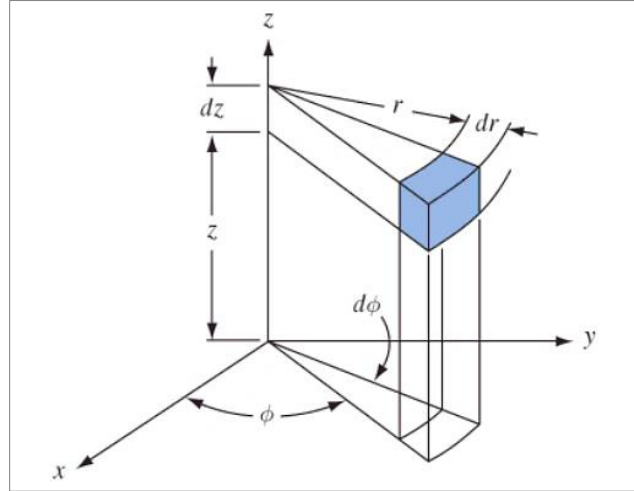
Donde ∇ es el operador Laplaciano, Q expresa la tasa de conducción y generación de calor dentro del volumen de calor, ρ_b la densidad, C_p el calor específico, k la conductividad térmica y $\partial T / \partial t$ el diferencial de temperatura con respecto al tiempo.

Dado que la forma diferencial es diferente para cada sistema de coordenadas, la ecuación de conducción de calor en coordenadas cilíndricas (Figura 7), se expresa como:

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 T}{\partial \phi^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + Q = \frac{\rho_b C_p}{k} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (54)$$

Figura 7

Sistema de coordenadas cilíndricas para la ecuación general de conducción de calor



Nota. Tomado de Kreith, *et al.*, 2011, p.78

Si la temperatura del material no es función del tiempo (sistema en estado estable) y no almacena energía, la forma de la ecuación de conducción tridimensional de estado estable en coordenadas cilíndricas se reduce a:

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 T}{\partial \phi^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + Q = 0 \quad (55)$$

Si, adicionalmente, el sistema en estado estable no genera calor internamente, la ecuación de conducción se simplifica aún más:

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 T}{\partial \phi^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = 0 \quad (56)$$

La ecuación (44) es la expresión de conducción de calor tridimensional en coordenadas cilíndricas, en estado estable y sin generación de calor en el interior del volumen (Kreith, *et al.*, 2011).

Abaqus/Standard emplea un algoritmo particular para la resolución de análisis de esfuerzos térmicos totalmente acoplados no lineal y en estado estacionario; las ecuaciones de transferencia de calor se integran utilizando el esquema de diferencia regresivo, y el sistema acoplado no lineal se resuelve usando el método de Newton. Abaqus ofrece una implementación exacta y aproximada del método de Newton para el análisis de desplazamiento de temperatura totalmente acoplado.

3.5.4.1.1. Implementación exacta. La implementación exacta del método de Newton implica el uso de una matriz jacobiana asimétrica como se expresa a continuación en el sistema matricial de las ecuaciones acopladas:

$$\begin{bmatrix} K_{uu} & K_{u\theta} \\ K_{\theta u} & K_{\theta\theta} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \Delta u \\ \Delta \theta \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} R_u \\ R_\theta \end{Bmatrix} \quad (57)$$

Donde Δu y $\Delta \theta$ son las correcciones respectivas al desplazamiento incremental y la temperatura, K_{ij} son submatrices de la matriz jacobiana totalmente acoplada, R_u y R_θ son los vectores residuales mecánicos y térmicos, respectivamente.

Resolver este sistema de ecuaciones requiere el uso del almacenamiento de matriz asimétrica y el esquema de solución. Además, las ecuaciones mecánicas y térmicas deben resolverse simultáneamente. El método proporciona convergencia cuadrática cuando la estimación de la solución está dentro del radio de convergencia del algoritmo (“Abaqus Analysis User's Manual”, 2011).

3.5.4.1.2. Implementación aproximada. Algunos problemas requieren un análisis totalmente acoplado en el sentido de que las soluciones mecánicas y térmicas evolucionan simultáneamente, pero con un acoplamiento débil entre las dos soluciones. En otras palabras, los componentes en las submatrices de la diagonal $K_{u\theta}, K_{\theta u}$ son pequeños en comparación con los componentes en las submatrices de la diagonal principal, $K_{uu}, K_{\theta\theta}$. Luego es posible obtener una

solución menos costosa al hacer cero las submatrices fuera de la diagonal principal para obtener un conjunto aproximado de ecuaciones:

$$\begin{bmatrix} K_{uu} & 0 \\ 0 & K_{\theta\theta} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \Delta u \\ \Delta \theta \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} R_u \\ R_\theta \end{Bmatrix} \quad (58)$$

Como resultado de esta aproximación, las ecuaciones térmicas y mecánicas se pueden resolver por separado, con menos ecuaciones para tener en cuenta en cada subproblema. Los ahorros debidos a esta aproximación, medidos como tiempo de resolución por iteración, serán del orden de un factor de dos, con ahorros significativos similares en el almacenamiento de la matriz de rigidez factorizada. Se considera además que los subproblemas son completamente simétricos o aproximados como simétricos, de modo que se pueda utilizar el esquema de solución y almacenamiento simétrico menos costoso. El ahorro de tiempo del solucionador para una solución simétrica es un factor adicional de dos.

Esta forma modificada del método de Newton no afecta la precisión de la solución ya que el efecto completamente acoplado se considera a través del vector residual en cada incremento en el tiempo. Sin embargo, la tasa de convergencia ya no es cuadrática y depende en gran medida de la magnitud del efecto de acoplamiento, por lo que generalmente se necesitan más iteraciones para lograr el equilibrio que con la implementación exacta del método de Newton. Cuando el acoplamiento es significativo, la tasa de convergencia se vuelve muy lenta y puede prohibir la obtención de una solución. En tales casos, se requiere la implementación exacta del método de Newton (“Abaqus Analysis User's Manual”, 2011).

3.6. Método de elementos finitos

La mayoría de problemas ingenieriles pueden ser representados mediante ecuaciones diferenciales parciales, las cuales, generalmente, son altamente complejas de resolver mediante métodos analíticos. Estas ecuaciones diferenciales de difícil solución son posibles de resolver de

manera aproximada mediante un enfoque numérico conocido como Método de Elementos Finitos (en adelante FEM, por sus siglas en inglés). El FEM transforma un problema definido en términos de ecuaciones diferenciales en un problema matricial, en donde se obtiene resultados exactos en un número finito de puntos (nodos); la solución para el dominio restante se proporciona mediante interpolación, resultando finalmente en una solución aproximada. El conjunto de nodos, obtenido mediante la discretización del dominio, forma la malla de elementos finitos, los cuales se conectan entre sí en el continuo a través de los nodos.

Para evaluar el comportamiento mecánico del cemento según esfuerzos inducidos por cambios *post-cementing* en las condiciones de presión y temperatura del pozo y de la roca, se desarrolló un modelo numérico basado en el FEM por pasos, el cual involucra los modelos constitutivos elástico, plástico, térmico y poroelástico, empleando como programa de modelado el software Abaqus versión 6.11.

Durante la última década se logró un progreso significativo en el desarrollo de técnicas robustas del FEM no lineales, particularmente adecuadas para aplicaciones en geomecánica. Este desarrollo se refleja en la publicación de investigaciones donde se utiliza con éxito un enfoque por pasos o *steps* para el FEA de pozos para examinar el comportamiento a corto y largo plazo del cemento. El enfoque por *steps* imita la construcción del pozo, siguiendo todas o algunas de las etapas de desarrollo, como perforación, revestimiento, cementación, completamiento y producción, lo que permite modelar y transmitir a través del modelo para el siguiente *step* el estado de esfuerzos y las variables de estado de cada *step*, como la cantidad de daño, las condiciones de carga y de frontera, etc. Esta técnica elimina la necesidad de suponer el estado inicial de esfuerzos, deformaciones, temperaturas, entre otros campos, para cada *step* (Gray *et al.*, 2009, p. 3). En este capítulo se presentan detalladamente los pasos de desarrollo del MEF y la correspondiente

validación por *steps* para la evaluación del comportamiento mecánico del cemento. A continuación, se describe grosso modo el estado de esfuerzos dentro y cerca del pozo en las etapas de desarrollo principales.

Estado de equilibrio inicial. El equilibrio inicial, corresponde a un estado no perturbado de la roca, antes de ser perforada. La formación está bajo un estado de esfuerzos tridimensional; esfuerzo de sobrecarga (*overburden*), debido al peso total ejercido por la roca que se encuentra encima del área de interés, y esfuerzos horizontales, originados por la presencia de diversas condiciones geológicas y por la expansión ilimitada de la formación en dimensiones horizontales.

Perforación. La formación se encuentra sometida al estado de esfuerzos tridimensional descrito con anterioridad. La extracción de la roca y la presión hidrostática del lodo de perforación actuando en la formación circundante deformada, originan esfuerzos adicionales alrededor de la cara del pozo. Estos esfuerzos adicionales producto de la deformación, junto con la presión hidrostática del lodo, alcanzan el equilibrio con los esfuerzos *in situ*. En este aspecto, el requisito de estabilidad del pozo define el rango permitido para la presión hidrostática ejercida por el lodo de perforación, de manera que la deformación de la pared del pozo se encuentre dentro de los límites especificados.

Revestimiento y cementación. En la etapa de revestimiento y cementación, el revestimiento se inserta dentro del pozo. A cualquier profundidad dada, la formación está sujeta al campo de esfuerzos *in situ* y a la presión hidrostática del lodo de perforación. Una vez la lechada de cemento reemplaza el lodo de perforación, esta continúa ejerciendo presión hidrostática sobre el revestimiento y la formación, cuya magnitud es diferente a la presión del lodo, definida por la densidad de la lechada, por la altura de la superficie de cemento y por la presión mantenida en la superficie. La presión dentro del revestimiento puede ser la misma o diferente, según las

especificaciones de cementación. Una vez más, un cambio del estado de esfuerzos en la formación y en el revestimiento dará lugar a deformaciones en la roca cerca de la cara del pozo (Gray *et al.*, 2009).

Fraguado y contracción del cemento. En la etapa de fraguado, la lechada de cemento se convierte en cemento sólido. Dado que la lechada como fluido solo puede estar bajo un estado hidrostático de esfuerzos, no habrá cizallamiento en el estado de esfuerzos del cemento sólido, es decir, no hay deformación en el cemento sólido al final de esta etapa (Gray *et al.*, 2009; Arias, 2013).

Durante el fraguado del cemento, el cemento puede contraerse, producto de la disminución del volumen de hidratación. La contracción o expansión del cemento depende de la composición química y temperatura de la lechada. Los cementos convencionales, se contraen del 0.5% al 7%, generalmente. Si no hay agua libre de formación durante la fase de hidratación del cemento, la contracción será nula o parcial. Actualmente, se diseñan cementos con la capacidad de mantener una contracción controlada o para evitarla (Gray *et al.*, 2009; Arias, 2013). El FEA de esta investigación no analiza los efectos de la expansión o contracción del cemento.

Completamiento. Durante esta etapa, el fluido de completamiento se sitúa dentro del revestimiento, la presión hidrostática en las paredes internas del revestimiento depende de la densidad de este fluido (Arias, 2013).

Producción. La magnitud de la presión en el interior del revestimiento en esta etapa, depende de la presión de formación y del *drawdown*.

Los efectos originados por el fluido de completamiento y por la producción del pozo son similares desde el punto de vista mecánico. Durante estas etapas, el fluido dentro del revestimiento ejerce presión hidrostática en las paredes del revestimiento, la cual es transmitida al cemento, y

mediante el cemento a la formación. La presión en las paredes internas del revestimiento en estas etapas suele ser menor a la experimentada durante las otras etapas operativas del pozo. El cambio del campo de esfuerzos conduce a la deformación del cemento. Dependiendo del tipo y magnitud de la deformación, campo de esfuerzos *in situ* e historial de deformaciones, puede ocurrir falla por plasticidad, desunión o agrietamiento (Gray *et al.*, 2009; Arias, 2013).

3. 7. Software Abaqus

Abaqus es un conjunto de potentes programas de simulación basados en el FEM, destinado a resolver problemas de ciencias e ingeniería. Su uso es muy amplio puesto que puede resolver casi todo tipo de problemas. Proporciona soluciones no sólo de análisis estructural (esfuerzo-deformación) lineales o no lineales, sino también de áreas tan diversas como transferencia de calor, difusión de masa, análisis termoeléctricos acoplados, mecánica de fluidos, entre otros. Los programas Abaqus empleados en el desarrollo y ejecución del modelo son: Abaqus/CAE (entorno iterativo de preprocesamiento del modelo), Abaqus/Standard (programa para el procesamiento del modelo) y Abaqus/Viewer (subconjunto de Abaqus/CAE con las capacidades de post-procesamiento del modelo mediante el módulo de visualización) (“Abaqus Analysis User's Manual”, 2011).

Abaqus/CAE es el entorno de Abaqus que proporciona la interfaz para crear modelos de Abaqus, enviar y monitorear los trabajos de Abaqus y evaluar los resultados de simulación de Abaqus. Abaqus/CAE está dividido en módulos que definen el preprocesado del modelo, como definición de la geometría, propiedades, malla, las cargas, tipo de análisis y salidas requeridas (Abaqus/CAE User's Guide, 2011).

3.7.1. Módulo de Partes

Las partes son las piezas que conforman el modelo, cuyas geometrías se definen mediante características (*Solid, Shell, Wire, Point*) y parámetros modificables (profundidad de extrusión, diámetro del agujero, trayectoria de revolución, etc.)

Las partes del modelo serán creadas empleando la característica base *solid* deformable y el parámetro *extrusion*; se utiliza la sección *sketch* de este módulo para crear los bocetos bidimensionales de las partes, las cuales son extruidas a una profundidad específica, esto último representa el espesor del modelo tridimensional (Abaqus/CAE User's Guide, 2011).

3.7.2. Módulo de Propiedades

En este módulo se definen las propiedades de los materiales, se crean y asignan secciones y orientaciones a las partes del modelo, entre otras. Las secciones pueden ser *Solid, Shell, Beam, Fluid* y otras secciones. Las propiedades de las partes sólidas tridimensionales son asignadas mediante secciones *Solid* homogéneas (Abaqus/CAE User's Guide, 2011).

3.7.3. Módulo de ensamblaje

Este módulo se utiliza para crear instancias de las partes que conforman el modelo, acoplarlas y colocarlas en un sistema de coordenadas global, creando de este modo el ensamble del modelo (Abaqus/CAE User's Guide, 2011).

3.7.4. Módulo de pasos

En este módulo se define la secuencia de los pasos de análisis y se especifican las solicitudes de salida y controles de análisis. Los pasos proporcionan la forma de procesar cambios en las condiciones de carga y de frontera del modelo, en la manera de interacción entre las partes del modelo, la eliminación o adición de partes y cualquier otro cambio necesario durante el análisis para modelar el fenómeno de estudio por incrementos con alto grado de precisión.

Un modelo Abaqus/CAE utiliza dos tipos de pasos; Paso Inicial, creado de manera predeterminada, donde se prescriben las condiciones de frontera, campos predefinidos e interacciones aplicables al comienzo del análisis y Paso de Análisis, los cuales están asociados con un procedimiento específico que define el tipo de análisis que se realizará durante el paso, como análisis de esfuerzos estáticos o dinámicos, transferencia de calor y análisis de esfuerzos térmicos, etc. Dado que el estado del modelo (esfuerzos, deformaciones, temperaturas, etc.) se actualiza en cada paso del análisis, los efectos del historial anterior se incluyen en la respuesta para cada nuevo paso del análisis (Abaqus/CAE User's Guide, 2011). En el MEF se emplean procedimientos de análisis geostáticos y análisis de esfuerzo-flujo de fluido en medio poroso con acoplamiento térmico total en estado estable.

3.7.5. Módulo de Carga

El módulo de carga se utiliza para definir y administrar las condiciones iniciales, de carga, de frontera y los campos predefinidos. Estas condiciones son dependientes de los pasos, lo que significa que se debe especificar los pasos de análisis en las que están activas (Abaqus/CAE User's Guide, 2011).

3.7.6. Módulo de Malla

El módulo de malla contiene las herramientas necesarias para enmallar las partes del modelo y verificar la malla creada. Los pasos básicos para crear una malla aceptable son (Abaqus/CAE User's Guide, 2011):

1. Asignar atributos de malla y establecer los controles de esta. Se especifica diferentes características de la malla, como la densidad, forma y tipo de elemento.

2. Generar la malla. Se selecciona la técnica de mallado (*Free, Structured, Sweep, Bottom-up*), la cual determina el nivel de control sobre la malla y el algoritmo de mallado.
3. Refinar la malla. Se ajusta la calidad de la malla empleando herramientas como redefinición de la densidad de semillas prescritas, partición de partes complejas del modelo en regiones más simples, etc.
4. Verificar la malla. Se solicita información sobre la calidad de los elementos utilizados en la malla.

3.7.7. Módulo de Trabajo

Una vez preprocesado el modelo (definición de geometría, propiedades, condiciones iniciales, de carga y de frontera, campos predefinidos, mallado, etc.), se emplea el módulo de Trabajo para realizar el análisis de este; el trabajo se crea escribiendo el archivo de entrada basado en el modelo y se envía para su análisis. Es posible verificar los datos del modelo y monitorear el análisis a medida que avanzan a través de los pasos de análisis prescritos (Abaqus/CAE User's Guide, 2011).

3.7.8. Módulo de visualización

Este módulo corresponde a Abaqus/Viewer. Proporciona una vista gráfica del modelo y los resultados de elementos finitos después del procesamiento, la base de datos de salida depende de las solicitudes de salida prescritas en módulo de Paso. Los resultados pueden ser vistos mediante animaciones del historial a través del tiempo, diagramas de contorno y de símbolos del modelo, informes, datos y gráficas X-Y bidimensionales de las variables que se definan, entre otros. También es posible visualizar información de diagnóstico para determinar causas de la no

convergencia del modelo y resaltar áreas problemáticas del modelo (Abaqus/CAE User's Guide, 2011).

4. Selección de variables influyentes en la evaluación del comportamiento mecánico del cemento

La selección de las variables más influyentes en la evaluación del comportamiento mecánico del cemento en su interacción revestimiento-roca, se realizó mediante aplicación de algoritmos de selección multicriterio (AHP, TOPSIS, ELECTRE) y metodología MIC-MAC. A continuación, se listan las posibles variables de mayor influencia en la evaluación del comportamiento mecánico del cemento, las cuales fueron obtenidas previamente en la revisión bibliográfica.

Variables:

- a. Módulos elásticos de los materiales (acero, cemento, roca)
- b. Cohesión del cemento y de la formación
- c. Presión de poro
- d. Ángulo de fricción interna del cemento y de la formación
- e. Coeficiente de expansión térmica de los materiales (acero, cemento, roca)
- f. Conductividad térmica de los materiales (acero, cemento, roca)
- g. Capacidad de calor específico de los materiales (acero, cemento, roca)
- h. Esfuerzos in situ
- i. Tamaño del pozo

- j. Peso de los fluidos (lodo de perforación, lechada de cemento y fluido de completamiento)
- k. Temperatura de la roca y de los fluidos

4.1. Método AHP

El método AHP (*Analytic Hierarchy Process*) introducido por Saaty en los 70's (Saaty, 1977), consiste en una metodología matemática para estructurar, evaluar, sintetizar y, con base en los resultados, seleccionar alternativas. Este algoritmo considera el problema dividido en tres niveles o jerarquías; propósito u objetivo global del problema, criterios que definen las alternativas y alternativas para resolver el problema.

Propósito. Seleccionar las variables de mayor influencia en la evaluación del comportamiento mecánico del cemento.

Criterios. Grado de importancia (*input* indispensable para desarrollar y aplicar el modelo de simulación) y grado de independencia (no existe posibilidad de obtener el valor de la variable a partir de otra).

Alternativas. Variables listadas con anterioridad.

Una vez definido los criterios y las alternativas, se realiza el análisis por pares, es decir, se comparan cada una de las alternativas frente a cada uno de los criterios de manera biunívoca, de acuerdo con la escala numérica de comparación de Saaty (Tabla 2).

Tabla 2

Escala fundamental de Saaty

Escala cuantitativa	Escala cualitativa
9	Importancia extrema o absoluta de una alternativa frente a la otra
7	Importancia muy fuerte de una alternativa frente a la otra

5	Importancia fuerte de una alternativa frente a la otra
3	Moderada importancia de una sobre la otra
1	Ambas alternativas son de igual importancia

Nota. Adaptado de Saaty, 1990

Las matrices de comparación, obtenidas al evaluar las alternativas por pares para los criterios Importancia e Independencia, se presentan en la Tabla 3 y Tabla 4, respectivamente.

Tabla 3

Matriz de comparación del criterio Importancia

Criterio				Importancia							
Alternativas	a	b	c	d	e	f	g	h	i	j	k
a	1	3	1	3	3	3	3	3	5	1	1
b	1/3	1	1/3	1	1	1	1	1	3	1/3	1/3
c	1	3	1	3	3	3	3	3	5	1	1
d	1/3	1	1/3	1	1	1	1	1	3	1/3	1/3
e	1/3	1	1/3	1	1	1	1	1	3	1/3	1/3
f	1/3	1	1/3	1	1	1	1	1	3	1/3	1/3
g	1/3	1	1/3	1	1	1	1	1	3	1/3	1/3
h	1/3	1	1/3	1	1	1	1	1	5	1/3	1/3
i	1/5	1/3	1/5	1/3	1/3	1/3	1/3	1/5	1	1/5	1/5
j	1	3	1	3	3	3	3	3	5	1	1
k	1	3	1	3	3	3	3	3	5	1	1

Tabla 4

Matriz de comparación del criterio Independencia

[illegible]

g	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
h	1	1	5	1	1	1	1	1	1	1	1
i	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
j	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
k	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1

Las matrices de comparación fueron normalizadas, para obtener el vector de prioridad o vector de peso de las alternativas para cada criterio calculando el promedio de cada fila. En la Tabla 5 se presenta el procedimiento anterior aplicado al criterio Importancia, de igual forma, se realizó el procedimiento para el criterio Independencia.

Tabla 5

Matriz de comparación del criterio Importancia normalizada

Criterio	Importancia											Vector de prioridad
Alternativas	a	b	c	d	e	f	g	h	i	j	k	
a	0.16	0.16	0.16	0.16	0.16	0.16	0.16	0.16	0.12	0.16	0.16	0.16
b	0.05	0.05	0.05	0.05	0.05	0.05	0.05	0.05	0.07	0.05	0.05	0.06
c	0.16	0.16	0.16	0.16	0.16	0.16	0.16	0.16	0.12	0.16	0.16	0.16
d	0.05	0.05	0.05	0.05	0.05	0.05	0.05	0.05	0.07	0.05	0.05	0.06
e	0.05	0.05	0.05	0.05	0.05	0.05	0.05	0.05	0.07	0.05	0.05	0.06
f	0.05	0.05	0.05	0.05	0.05	0.05	0.05	0.05	0.07	0.05	0.05	0.06
g	0.05	0.05	0.05	0.05	0.05	0.05	0.05	0.05	0.07	0.05	0.05	0.06
h	0.05	0.05	0.05	0.05	0.05	0.05	0.05	0.05	0.12	0.05	0.05	0.06
i	0.03	0.02	0.03	0.02	0.02	0.02	0.02	0.01	0.02	0.03	0.03	0.02
j	0.16	0.16	0.16	0.16	0.16	0.16	0.16	0.16	0.12	0.16	0.16	0.16
k	0.16	0.16	0.16	0.16	0.16	0.16	0.16	0.16	0.12	0.16	0.16	0.16

Siguiendo el procedimiento anterior, se obtiene la matriz de comparación entre criterios (Tabla 6), la matriz normalizada de criterios y el vector de prioridad (Tabla 7).

Tabla 6

Matriz de comparación entre criterios

Criterio	Importancia	Independencia
Importancia	1	7
Independencia	1/7	1

Tabla 7*Matriz normalizada y vector prioridad de criterios*

Criterio	Importancia	Independencia	Vector de prioridad
Importancia	0.88	0.88	0.88
Independencia	0.13	0.13	0.13

Con cada vector de prioridad obtenido para los criterios evaluados, se conforma la matriz de prioridad, esta es multiplicada matricialmente con el vector prioridad de criterios (Tabla 7) para obtener el denominado vector de prioridad de alternativas (Tabla 8), el cual constituye la solución para el propósito planteado al presentar cada una de las alternativas como un porcentaje de preferencia.

Tabla 8*Vector de prioridad de alternativas*

Alternativas	a	b	c	d	e	f	g	h	i	j	k	Σ
Prioridad [%]	15.0	6.0	14.9	6.0	6.0	6.0	6.0	6.7	3.1	15.0	15.0	100

Antes de realizar el análisis de los resultados obtenidos, se determina la razón de consistencia, RC , la cual verifica que los juicios valorativos de las alternativas no tengan errores, esto es, que no haya contradicciones entre ellos. Un valor de $RC < 0.1$, considera aceptable la consistencia de la matriz de comparaciones. La razón de consistencia, RC , se calcula a partir de la relación entre el índice de consistencia, CI , y el índice aleatorio, AI , de acuerdo con las siguientes ecuaciones.

$$CI = \frac{\lambda_{max} - n}{n - 1}; AI = \frac{1.98(n - 2)}{n}; RC = \frac{CI}{AI} \quad (59)$$

Donde λ_{max} es la suma de los elementos del vector obtenido al multiplicar matricialmente cada fila de la matriz de comparación por su respectivo vector de prioridad, y n es el número de alternativas.

La Tabla 9 presenta el índice de consistencia obtenido al evaluar las alternativas para los dos criterios.

Tabla 9

Razón de consistencia de la matriz de comparación para cada criterio

Criterio	λ_{max}	IC	AI	RC
Importancia	11.130	0.103	1.620	0.008
Independencia	11.239	0.024	1.620	0.015

De acuerdo con la Tabla 9, las *RCs* para los dos criterios fue menor al 10%, por lo tanto, los resultados obtenidos pueden ser utilizados. Las variables de mayor influencia en la evaluación del comportamiento mecánico del cemento son aquellas con un porcentaje de preferencia superior al 5%.

4.2. Método ELECTRE

El método ELECTRE (*Elimination et Choix Traduisant la Réalité*) introducido por Roy *et al.* en los 90's (Roy, 1990), se fundamenta en la comparación entre alternativas por pares, para diferentes criterios, de acuerdo a dos medidas cuantitativas: la concordancia y la discordancia. La primera se refiere a las alternativas que superan a las otras, la segunda es el caso inverso; las alternativas que son superadas por otras.

A continuación, se desarrollan los pasos de la estructura algorítmica para el propósito en particular.

Construcción de la matriz de decisión. La Tabla 10 presenta la matriz de decisión constituida por las alternativas que serán evaluadas (a-k) para los dos criterios, Importancia e Independencia, y el respectivo peso, w_j , para cada uno de ellos.

Tabla 10

Matriz de decisión

Alternativas	a	b	c	d	e	f	g	h	i	j	k	Vector de pesos, w_j
Importancia	10	8	10	8	8	8	8	8	7	10	10	0.6
Independencia	10	10	10	10	10	10	10	10	10	10	10	0.4

Matriz de decisión normalizada. Para normalizar la matriz de decisión, se utilizó el método de normalización denominado proporción del rango, ecuación (60), puesto que los valores de las alternativas a normalizar fueron maximizados.

$$V_i = \frac{r_i - \min_{r_i}}{\max_{r_i} - \min_{r_i}} \quad (60)$$

Donde r_i es cada valor de la alternativa para el respectivo criterio en la matriz de decisión, $\min_{r_i}$ es el mínimo valor y $\max_{r_i}$ el valor máximo.

Tabla 11

Matriz de decisión normalizada

Alternativas	a	b	c	d	e	f	g	h	i	j	k
Importancia	1	1/3	1	1/3	1/3	1/3	1/3	1/3	0	1	1
Independencia	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1

La matriz de decisión normalizada ponderada (Tabla 12) resulta de la multiplicación de cada valor de la alternativa i , por el peso del respectivo criterio (w_j).

Tabla 12*Matriz de decisión normalizada ponderada*

Alternativas	a	b	c	d	e	f	g	h	i	j	k
Importancia	0.6	0.2	0.6	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2	0	0.6	0.6
Independencia	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4

Matriz de concordancia. Con la matriz de decisión (A_i, C_j) y el vector de pesos w_j , se obtiene la matriz de concordancia (Tabla 13). Cada índice de esta matriz $c(i, k)$ se obtiene sumando los pesos asociados a cada criterio, en los que la alternativa i es mejor que la alternativa k , en la matriz de decisión. En caso de empate se le asignará la mitad de peso a cada alternativa (Pallarés, s. f.), de acuerdo con la siguiente ecuación:

$$c(a, b) = \sum_{j | r_j(a) > r_j(b)} w_j + 0.5 \sum_{j | r_j(a) = r_j(b)} w_j \quad (61)$$

Tabla 13*Matriz de concordancia*

	a	b	c	d	e	f	g	h	i	j	k
a		0.8	0.5	0.8	0.8	0.8	0.8	0.8	0.8	0.5	0.5
b	0.2		0.2	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	0.8	0.2	0.2
c	0.5	0.8		0.8	0.8	0.8	0.8	0.8	0.8	0.5	0.5
d	0.2	0.5	0.2		0.5	0.5	0.5	0.5	0.8	0.2	0.2
e	0.2	0.5	0.2	0.5		0.5	0.5	0.5	0.8	0.2	0.2
f	0.2	0.5	0.2	0.5	0.5		0.5	0.5	0.8	0.2	0.2
g	0.2	0.5	0.2	0.5	0.5	0.5		0.5	0.8	0.2	0.2
h	0.2	0.5	0.2	0.5	0.5	0.5	0.5		0.8	0.2	0.2
i	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2		0.2	0.2
j	0.5	0.8	0.5	0.8	0.8	0.8	0.8	0.8	0.8		0.5
k	0.5	0.8	0.5	0.8	0.8	0.8	0.8	0.8	0.8	0.5	

Matriz de discordancia. La matriz de discordancia refleja los índices de discordancia entre cada par de alternativas, $d(i, k)$, éstos indican hasta qué punto no existe ninguna alternativa para la cual k es mucho mejor que i . A partir de la matriz de decisión normalizada y ponderada, se obtiene la matriz de discordancia (Tabla 14), haciendo uso de la siguiente ecuación:

$$d(i, k) = \frac{\max_{(i,k) | \bar{v}_j(i) < \bar{v}_j(k)} |\bar{v}_j(j) - \bar{v}_j(i)|}{\max_{\forall(i,k) | |\bar{v}_j(k) - \bar{v}_j(i)|} |\bar{v}_j(k) - \bar{v}_j(i)|} \quad (62)$$

Siendo $\bar{v}_j(j)$ el índice correspondiente a la matriz normalizada ponderada de la alternativa k para el criterio j .

Tabla 14

Matriz de discordancia

	a	b	c	d	e	f	g	h	i	j	k
a		0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
b	1		1	0	0	0	0	0	0	1	1
c	0	0		0	0	0	0	0	0	0	0
d	1	0	1		0	0	0	0	0	1	1
e	1	0	1	0		0	0	0	0	1	1
f	1	0	1	0	0		0	0	0	1	1
g	1	0	1	0	0	0		0	0	1	1
h	1	0	1	0	0	0	0		0	1	1
i	1	1	1	1	1	1	1	1		1	1
j	0	0	0	0	0	0	0	0	0		0
k	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	

Matrices de dominancia concordante y discordante. Para obtener estas matrices, se calculan previamente los umbrales de concordancia, UC , y discordancia, UD . Éstos se hallan como el promedio simple de los índices de las matrices de concordancia y discordancia, respectivamente. Particularmente, el $UC = 0.50$ y el $UD = 0.31$.

La matriz de dominancia concordante (Tabla 15) se obtiene de la siguiente manera; si el elemento de la matriz c es mayor al UC , se asigna un 1, de lo contrario, se asigna un 0. Por otro lado, para calcular la matriz de dominancia discordante, si el elemento de la matriz d es menor al UD , se asigna un 1, de lo contrario, se asigna un 0.

Tabla 15

Matriz de dominancia concordante

	a	b	c	d	e	f	g	h	i	j	k
a		1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
b	0		0	1	1	1	1	1	1	0	0
c	1	1		1	1	1	1	1	1	1	1
d	0	1	0		1	1	1	1	1	0	0
e	0	1	0	1		1	1	1	1	0	0
f	0	1	0	1	1		1	1	1	0	0
g	0	1	0	1	1	1		1	1	0	0
h	0	1	0	1	1	1	1		1	0	1
i	0	0	0	0	0	0	0	0		0	0
j	1	1	1	1	1	1	1	1	1		1
k	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	

Matriz de dominancia agregada. La matriz de dominancia agregada (Tabla 16) se obtienen multiplicando término a término cada elemento de las matrices de dominancia tanto concordante como discordante (Pallarés, s. f.). La alternativa que obtenga mayor calificación (mayor puntuación en el vector $\sum$ fila) quiere decir que sobrecalifica a las demás alternativas.

Tabla 16

Matriz de dominancia agregada

	a	b	c	d	e	f	g	h	i	j	k	Vector Σ fila
a	0	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	10
b	0		0	1	1	1	1	1	1	0	0	6
c	1	1		1	1	1	1	1	1	1	1	10
d	0	1	0		1	1	1	1	1	0	0	6

e	0	1	0	1		1	1	1	1	0	0	6
f	0	1	0	1	1		1	1	1	0	0	6
g	0	1	0	1	1	1		1	1	0	0	6
h	0	1	0	1	1	1	0		1	0	1	6
i	0	0	0	0	0	0	0	0		0	0	0
j	1	1	1	1	1	1	1	1	1		1	10
k	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1		10

Teniendo en cuenta los resultados presentados en la Tabla 16, se obtiene la ordenación de las alternativas evaluadas, lo cual constituye la solución del problema; las alternativas evaluadas con un puntaje final menor a 5 son consideradas no influyentes.

4.3. Metodología TOPSIS

La metodología de ordenación de preferencias por semejanza a la solución ideal, conocida como método TOPSIS (*Technique for Order. of Preference by Similarity to Ideal Solution*) fue desarrollado por Hwang y Yoon en 1981 (Hwang y Yoon, 1981). El método TOPSIS afronta el problema de establecer un orden en las alternativas utilizando la idea de distancias a la alternativa ideal y anti-ideal (Ceballos *et al.*, 2013); es deseable que una determinada alternativa se ubique a la distancia geométrica más corta respecto de una solución ideal positiva y a la mayor distancia respecto a una solución ideal negativa. En este método una solución ideal se define como un conjunto de niveles (o puntuaciones) ideal respecto a todas las alternativas consideradas de un determinado problema (Pallarés, s. f.).

A continuación, se lleva a cabo el desarrollo metodológico del algoritmo TOPSIS para encontrar la solución al propósito planteado.

Construcción de la matriz de decisión. La Tabla 17 presenta la matriz de decisión constituida por las alternativas que serán evaluadas (a-j) según los dos criterios, Importancia e Independencia, y el respectivo peso, w_j , para cada uno de ellos.

Tabla 17*Matriz de decisión*

Alternativas	a	b	c	d	e	f	g	h	i	j	k	Vector de pesos, w_j
Importancia	10	9	10	9	9	9	9	9	8	10	10	0.6
Independencia	10	10	9	10	10	10	10	10	10	10	10	0.4

Normalización de la matriz de decisión. La matriz de decisión fue normalizada empleando la siguiente ecuación:

$$v_{ij} = \frac{r_{ij}}{\sqrt{\sum_{i=1}^m (r_{ij})^2}} \quad (63)$$

Tabla 18*Matriz de decisión normalizada*

Alternativas	a	b	c	d	e	f	g	h	i	j	k
Importancia	0.32	0.29	0.32	0.29	0.29	0.29	0.29	0.29	0.26	0.32	0.32
Independencia	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0

Matriz de decisión normalizada ponderada y soluciones ideales positiva y negativa.

La matriz de decisión normalizada ponderada (Tabla 19) resulta de la multiplicación de cada valor de la alternativa i en la matriz de decisión normalizada, por el respectivo peso de cada criterio, w_j .

La alternativa ideal consiste en el mayor valor de alternativa para cada criterio en la matriz de decisión normalizada ponderada. Por otro lado, la alternativa anti-ideal se determina a partir del menor valor de alternativa para cada criterio en la misma matriz.

Tabla 19*Matriz de decisión normalizada ponderada*

Alternativas	a	b	c	d	e	f	g	h	i	j	k	Alternativa	
												Ideal	No-ideal
Importancia	0.19	0.18	0.19	0.18	0.18	0.18	0.18	0.18	0.16	0.19	0.19	0.19	0.16
Independencia	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0

Cálculo de las medidas de distancia. La distancia de cada alternativa a la solución ideal, d^+ , y anti-ideal, d^- , (Tabla 20) están dadas de la siguiente manera:

$$d_i^+ = \left[\sum_{j=1}^n (v_{ij} - v_j^+)^2 \right]^{\frac{1}{2}}, i = 1, \dots, m; \quad d_i^- = \left[\sum_{j=1}^n (v_{ij} - v_j^-)^2 \right]^{\frac{1}{2}}, i = 1, \dots, m \quad (64)$$

Tabla 20*Distancia de cada alternativa a la solución ideal y anti-ideal*

Alternativas	a	b	c	d	e	f	g	h	i	j	k
Distancia a la solución ideal	0	0.02	0	0.02	0.02	0.02	0.02	0.02	0.04	0	0
Distancia a la solución anti-ideal	0.04	0.02	0.04	0.02	0.02	0.02	0.02	0.02	0	0.04	0.04

Cálculo de la proximidad relativa a la solución ideal. La proximidad relativa a la solución ideal positiva, R_i , (Tabla 21) fueron calculados mediante la ecuación (65).

$$R_i = \frac{d_i^-}{d_i^+ + d_i^-}, i = 1, \dots, m \quad (65)$$

Tabla 21*Proximidad relativa de cada alternativa a la alternativa ideal*

Alternativas	a	b	c	d	e	f	g	h	i	j	k
R_i	1	0.5	1	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	0	1	1

Teniendo en cuenta los resultados anteriores, las alternativas se ordenan en orden decreciente, lo cual constituye la solución; las alternativas con R_i menor a 0.5 se considera no influyente.

4.4. Metodología MICMAC

El algoritmo MICMAC (análisis de motricidad y dependencia) es una metodología que permite determinar las variables claves o fundamentales en las cuales se debe basar prioritariamente un estudio y la relación existente entre ellas (Cely, 1999).

Con las variables definidas, se construye la matriz de análisis estructural o matriz MICMAC (Tabla 23), de acuerdo a la motricidad y la dependencia ente variables, lo cual hace referencia al nivel de influencia y al nivel de subordinación de una variable sobre la otra, respectivamente, cuya relación puede ser directa, potencial o nula, de acuerdo al código de relaciones directas establecido (Cely, 1999) (Tabla 22).

Tabla 22

Código de relaciones directas

Influencia	Directa	Nula	Potencial
Código	1	0	0

Tabla 23

Matriz de relaciones directas

	a	b	c	d	e	f	g	h	i	j	k
a		1	1	1	0	0	0	1	1	1	0
b	1		1	1	0	0	0	1	1	0	0
c	1	1		1	0	0	0	0	1	1	0
d	0	1	1		0	0	0	1	0	1	1
e	1	0	0	0		1	1	1	0	0	1
f	1	0	0	0	1		1	1	0	0	1
g	1	0	0	0	1	1		1	0	0	1

h	1	0	1	1	0	0	0		1	1	0
i	0	0	0	0	0	0	0	0		1	0
j	1	1	0	1	0	0	0	1	1		0
k	0	1	0	0	1	1	1	0	0	1	

A partir de la matriz anterior, se obtiene el porcentaje de motricidad (Tabla 24) y dependencia (Tabla 25) de cada variable, según las siguientes correlaciones:

$$\%M = \frac{IM}{SIM} * 100 \quad (66)$$

$$\%D = \frac{ID}{SID} * 100 \quad (67)$$

Donde: *IM* es el índice de motricidad (filas), *SIM* es la sumatoria de los índices de motricidad, *ID* es el índice de dependencia (columnas) y *SID* es la sumatoria de los índices de dependencia.

Tabla 24

Porcentaje de motricidad de las variables

Variable	a	b	c	d	e	f	g	h	i	k	SIM
IM	6	5	5	5	5	5	5	5	1	5	47
%M	12.8	10.6	10.6	10.6	10.6	10.6	10.6	10.6	2.1	10.6	100

Tabla 25

Porcentaje de dependencia de las variables

Variable	a	b	c	d	e	f	g	h	i	k	SID
ID	7	5	4	5	3	3	3	7	5	4	47
%D	15.2	10.9	8.7	10.9	6.5	6.5	6.5	15.2	10.9	8.7	100

Posteriormente se relaciona en un plano cartesiano el porcentaje de motricidad de cada variable con su correspondiente porcentaje de dependencia (Figura 8), el cual se encuentra dividido en cuatro zonas (Cely, 1999).

Zona de poder. A esta zona pertenecen las variables más importantes, ya que influyen sobre la mayoría de éstas y a la vez dependen poco de ellas (alta motricidad y baja dependencia).

Zona de conflicto. En esta zona se ubican las variables de gran influencia sobre las demás, pero a su vez son influidas por éstas (alta motricidad y alta dependencia), por lo que son también de gran importancia.

Zona de problemas autónomos. Esta zona ubica las variables sin importancia, ya que no influyen significativamente sobre el estudio (baja motricidad y baja dependencia).

Zona de salida. En esta zona se agrupan las variables sin influencia (baja motricidad y alta dependencia), por lo que no se tienen en cuenta como variables claves de estudio.

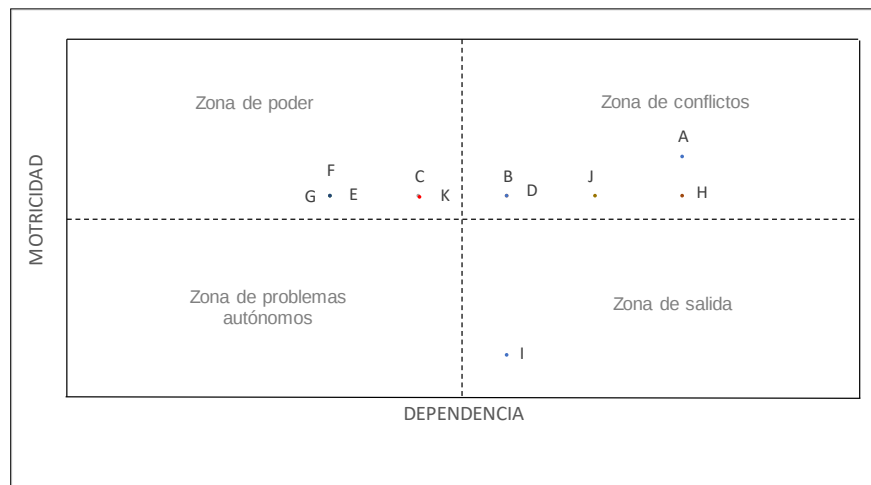
El límite entre las cuatro zonas, m , se obtiene a través de la siguiente expresión:

$$m = \frac{100}{n} \quad (68)$$

Donde n es el número de variables.

Figura 8

Gráfico de relaciones directas



Nota. Las variables clasificadas en la zona de salida son consideradas no influyentes.

4.5. Variables influyentes en la evaluación del comportamiento mecánico del cemento en el sistema revestimiento-cemento-formación

Las variables claves en la evaluación del comportamiento mecánico del cemento, en su interacción revestimiento-roca, obtenidas al aplicar las metodologías AHP, TOPSIS, ELECTRE y MICMAC, se presentan en la Tabla 26.

Tabla 26

Variables influyentes en la evaluación del comportamiento mecánico del cemento

Variables	Unidad
Módulos elásticos de los materiales, E, ν	psi, adim.
Cohesión del cemento y de la roca, S	psi
Presión de poro, P_p	psi
Ángulo de fricción interna del cemento y de la roca, ϕ	°
Coefficiente de expansión térmica de los materiales, α	1/°F
Conductividad térmica de los materiales, k	Btu/in h °F
Capacidad de calor específico de los materiales, C_p	Btu/lb _m °F
Esfuerzos <i>in situ</i> , $\sigma_v, \sigma_H, \sigma_h$	psi
Peso de los fluidos	psi
Temperatura de la roca y de los fluidos	°F

Nota. Los materiales referidos son revestimiento, cemento y roca.

5. Metodología para el desarrollo del Modelo de Elementos Finitos en Abaqus

A continuación, se presenta la metodología para el desarrollo del Modelo de Elementos Finitos (MEF), basado en el FEM por pasos, descrito en el capítulo 3, para evaluar el

comportamiento mecánico del cemento según esfuerzos inducidos por cambios *post-cementing* en las condiciones de presión y temperatura del pozo y de la roca.

5.1. Suposiciones para el desarrollo del MEF

El MEF permite solucionar las ecuaciones de gobierno descritas con anterioridad, de manera aproximada y simultánea, éste se desarrolla involucrando análisis elástico, plástico, térmico y poroelástico, para ello, se establecieron las siguientes suposiciones.

- El revestimiento y el cemento son materiales homogéneos, isotrópicos, continuos y elastotermoplásticos, no porosos e impermeables y la formación es un material homogéneo, isotrópico y poroelastotermoplástico.
- La geometría es eje-simétrica, donde el eje de simetría es el eje vertical del pozo, lo que permite el uso de coordenadas cilíndricas.
- Se utiliza un sistema de coordenadas global, donde las direcciones de los esfuerzos *in situ* principales coinciden con los ejes coordenados globales.
- El revestimiento y el cemento son cilindros concéntricos, y la formación tiene forma de paralelogramo. Se modela un cuadrante de la estructura total del pozo con los objetivos de reducir el tiempo y costo de cómputo y la capacidad de almacenamiento en CPU e incrementar la densidad de elementos finitos en el análisis.
- Los espesores del revestimiento y del cemento son uniformes.
- La deformación plástica absoluta para el modelo de plasticidad de Mohr-Coulomb es cero para todos los materiales.

- El revestimiento, el cemento y la formación están perfectamente adheridos entre sí en sus respectivas interfaces. Esto significa matemáticamente que se satisface la continuidad esfuerzo-deformación en cada interfaz (Jo y Gray, 2010).
- La formación tiene condiciones de frontera infinitas y es un medio poroso 100% saturado con fluido unifásico.
- Los efectos de la temperatura durante el análisis general se computan en estado estable.
- No hay expansión o contracción del cemento.

Abaqus no tiene unidades integradas, por lo tanto, las unidades elegidas deben ser autoconsistentes. Se emplea el sistema de unidades inglés, garantizando la consistencia de unidades en todo el modelo. De acuerdo con la convención de geomecánica y del software Abaqus, los esfuerzos compresivos y de tensión son, respectivamente, negativos y positivos.

5.2. Geometría

La Tabla 27 muestra la geometría del pozo representado, el cual corresponde a un cuarto de pozo, las tres cuartas partes restantes pueden ser generadas utilizando la función *mirror* de Abaqus. Se consideró, para la formación, un paralelogramo de 71.25 in x 71.25 in x 10 in, donde 10 in representa el espesor.

Tabla 27

Geometría del pozo

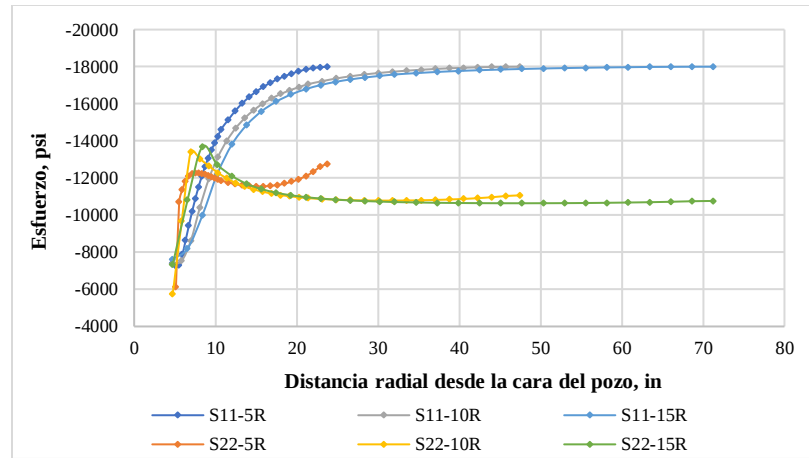
Dato	Valor
Profundidad, ft	15000
Tamaño del pozo, in	9.5
OD Revestimiento, in	7.63
ID Revestimiento, in	6.63

Nota. Valores tomados de Gray *et al.*, (2009). Las dimensiones del revestimiento están basadas en la configuración suministrada por *Hunting OilField Service*, la cual consiste en revestimiento de producción P-110.

Las dimensiones horizontales se seleccionaron de manera que fueran lo suficientemente grandes para representar condiciones de frontera infinitas y eliminar el efecto de los límites en las simulaciones. Se realizó un breve estudio para determinar las dimensiones apropiadas. La Figura 9 presenta que los esfuerzos radiales (S11) y tangenciales (S22) coinciden con los esfuerzos *in situ* en el límite de la roca con porcentajes de error de 0.005% y 2.5%, respectivamente, para el modelo con dimensiones horizontales iguales a 15 veces el radio del pozo (15R). Estos porcentajes de error para los modelos con dimensiones horizontales iguales a 5 veces el radio del pozo (5R) y 10 veces el radio del pozo (10R), son 0.05% - 21.5% y 0.01% - 5.4%, respectivamente. Se seleccionó, por tanto, para la formación, el paralelogramo de dimensiones horizontales iguales a 71.25 *in* x 71.25 *in*, lo cual es 15 veces más grandes que el radio del pozo. La dimensión vertical es de 10 *in*, lo cual es 5% más grande que el diámetro del pozo.

Figura 9

Estudio de convergencia. Comparación de esfuerzos radiales y tangenciales en dirección x para modelos con dimensiones horizontales igual a 5, 10 y 15 veces el radio del pozo



5.3. Input data para el análisis

Las propiedades mecánicas y térmicas de los materiales (revestimiento, cemento y formación) fueron tomadas de uno de los casos de estudio publicado por Arias (2013), éstas últimas a su vez fueron obtenidas del software *WellLife* de Halliburton.

Las propiedades mecánicas del cemento y de la formación se presentan en las Tabla 28 y Tabla 29, respectivamente. Los valores tomados para el módulo de Young y la relación de Poisson del revestimiento fueron, respectivamente, $30 \text{ E}+6$ psi y 0.3 (Arias, 2013).

Tabla 28

Propiedades mecánicas del cemento

Propiedad	Valor
Densidad, ρ_c	15.8 ppg
Módulo de Young, E_c	$1.28\text{E}+06$ psi
Relación de Poisson, ν_c	0.16
Ángulo de fricción, ϕ_c	19°
Ángulo de dilatación, φ_c	16°

Resistencia cohesiva, S_c	1170 psi
-----------------------------	----------

Nota. Tomado de Arias, (2013)

Tabla 29

Propiedades mecánicas de la formación

Propiedad	Valor
Densidad, ρ_r	15.0 ppg
Módulo de Young, E_r	3.00+06 psi
Relación de Poisson, ν_r	0.25
Ángulo de fricción, ϕ_r	47°
Ángulo de dilatación, φ_r	25°
Resistencia cohesiva, S_r	1170 psi
Presión de poro, P_p	4524 psi
Relación de vacíos, e	0.4286
Saturación, s	1

Nota. Los valores fueron tomados de Arias, (2013) (p.71-72), excepto la saturación y la relación de vacíos; ésta última se calculó a partir del valor de porosidad obtenido de Unión Temporal Prospección UPME, (2018). La saturación fue supuesta, con el fin de modelar un medio poroso completamente saturado.

La Tabla 30 contiene las propiedades térmicas de los materiales revestimiento, cemento y formación, del mismo modo, éstas fueron obtenidas de la fuente mencionada con anterioridad.

Tabla 30

Propiedades térmicas de los materiales

Material	Expansión térmica, 1/°F	Conductividad térmica, Btu/in h °F	Calor específico, Btu/lb _m °F
Cemento	5.56E-03	0.01983	0.50158
Formación	5.56E-03	0.04815	0.50158
Revestimiento	7.222E-06	0.04815	0.11942

Nota. Valores tomados de Arias, (2013) (p.72)

5.4. Pasos de carga y procedimientos de análisis

En esta investigación se hace uso del enfoque de elementos finitos por pasos o *steps* para el modelado del comportamiento mecánico del cemento. En este enfoque, en general, el análisis riguroso de cada etapa de desarrollo del pozo se basa en la anterior (Gray *et al.*, 2009), es decir, el FEA toma en consideración el historial de temperaturas anteriores y actuales, las condiciones de carga del pozo, de frontera y las deformaciones de los materiales para realizar el análisis en cada *step*. A continuación, se explica los *steps* propuestos del análisis general y los procedimientos de análisis especificados para cada uno de estos.

- Geostático. El paso Geostático corresponde al estado de equilibrio inicial. El bloque de formación está sometido a un estado de esfuerzos *in situ* tridimensional (esfuerzos horizontales máximo y mínimo, y esfuerzo de sobrecarga). El equilibrio de la roca se modela fijando las condiciones de frontera en los bordes opuestos a las caras donde se aplica el esfuerzo *in situ* correspondiente, de manera que se produzcan cero deformaciones (Figura 10). La cara de pozo se encastra para representar la roca antes de ser perforada. Por otro lado, el campo de temperatura *in situ* de la roca se equilibra fijando las respectivas condiciones de frontera de temperatura. Adicionalmente, la formación está completamente saturada con fluido de una sola fase, de modo que se prescribe la presión de poro inicial, relación de vacíos y la saturación.

El estado de equilibrio inicial se considera a una profundidad particular, en una sección horizontal de formación de grosor pequeño, de modo que dentro del dominio no haya variación significativa de las cantidades de interés en dirección vertical. Adicionalmente, para el alcance de esta investigación, se asume que no existen esfuerzos cortantes en ningún plano vertical. Estos esfuerzos pueden ser producto de la anisotropía

general de la roca, o debido a la falta de verticalidad del pozo (Gray *et al.*, 2009). Los esfuerzos *in situ* permanecen sin cambios a través de todos los pasos secuenciales.

- **Perforación.** Después de iterar el paso Geostático, se genera un estado de esfuerzos, el cual es una modificación del campo de esfuerzos definido por las condiciones iniciales. Este campo representa el estado de esfuerzos 3D inicial en el análisis de esfuerzo-flujo de fluido en medio poroso totalmente acoplado con transferencia de calor, empleado en el paso de perforación. La perforación del hoyo se representa en el MEF removiendo el encastre en la cara del pozo para aplicar allí el peso del lodo. El lodo de perforación ejerce presión en la cara del pozo manteniendo el equilibrio de la roca perforada. Esta etapa es verificada mediante análisis de estabilidad de pozo, comparando los resultados con los de dos modelos analíticos.
- **Revestimiento y cementación.** En este paso se activan los elementos correspondientes a los materiales revestimiento y cemento haciendo uso de la función *model change* de Abaqus. Estos elementos se activan sin deformación inicial, pero bajo un estado de esfuerzos inicial, equivalente a la presión hidrostática de la lechada, esto es, se impone al cemento el estado inicial de compresión hidrostática debido a la lechada. Esta técnica propuesta permite la introducción del cemento en su estado de referencia, sin antecedentes de deformaciones previas, y bajo el estado de compresión, dentro del pozo sometido a un estado de esfuerzos tridimensional (Gray *et al.*, 2009). Los materiales revestimiento-cemento-formación se encuentran perfectamente adheridos.
- **Completamiento.** Durante este paso, el fluido de completamiento se sitúa dentro del revestimiento, la presión hidrostática ejercida por el fluido en la superficie interna del revestimiento depende de la densidad de este fluido (Gray *et al.*, 2009; Arias, 2013).

- **Producción.** Similar al efecto en el paso de completamiento, durante la producción del pozo, la presión hidrostática dentro del revestimiento se reduce, la magnitud depende del *drawdown* y de la presión de poro. Tanto en el paso de completamiento, como en el actual, la reducción de presión dentro del pozo conduce a la contracción del revestimiento, lo que puede causar microanillos en la interface revestimiento-cemento o la desunión (Gray *et al.*, 2009; Arias, 2013).

Los ciclos de carga y descargas producto del cañoneo no se analizan en esta investigación. Tampoco la respuesta mecánica del cemento en función del tiempo.

Una vez establecidos los pasos de Abaqus a ser ejecutados en el MEF (Geostático, perforación, completamiento y producción), se especifica los respectivos procedimientos de análisis para cada uno de estos, los cuales definen el tipo de análisis que se realizará durante el paso. Los procedimientos de análisis seleccionados para los pasos geostático y demás pasos, son *Geostatic* y *Soils (Steady-Static)*, respectivamente, esto se explica en la Tabla 31.

Tabla 31

Pasos de carga y procedimientos de análisis

Paso	Procedimiento de análisis
Inicial	(Initial). Abaqus crea este paso de manera predeterminada, no permite ser editado ni suprimido. En este <i>step</i> se prescriben las condiciones de frontera, campos predefinidos e interacciones aplicables al principio del análisis.
Geostático	Geostatic. En este <i>step</i> Abaqus/Standard verifica que el campo de esfuerzos <i>in situ</i> inicial esté en equilibrio con las cargas y condiciones de frontera prescritas y para iterar, si es necesario, hasta obtener el equilibrio del modelo. Se usa como primer paso de un análisis geotécnico, seguido de un análisis de esfuerzo-flujo de fluido en medio poroso totalmente acoplado, con o sin transferencia de calor (“Abaqus Analysis User's Manual”, 2011).
Perforación	Soils (Steady-Static). El procedimiento de análisis de esfuerzo-flujo de fluido totalmente acoplado con transferencia de calor en

	estado estable, se usa para modelar medios porosos completamente saturados de fluido unifásico y la transferencia de calor debido a la conducción en el medio empleando elementos que permitan el acoplamiento entre desplazamiento, presión de poro y temperatura. De acuerdo con lo anterior, se modela el acoplamiento entre deformación mecánica, flujo de fluido en medio poroso y transferencia de calor. Abaqus resuelve las ecuaciones de transferencia de calor, de continuidad totalmente acoplada y de equilibrio mecánico de manera simultánea (“Abaqus Analysis User's Manual”, 2011).
Revestimiento y Cementación	<i>Soils (Steady-Static)</i>
Completamiento	<i>Soils (Steady-Static)</i>
Producción	<i>Soils (Steady-Static)</i>

5.5. Condiciones de carga y de frontera

Se definieron las condiciones de frontera necesarias para mantener el equilibrio del modelo. Puesto que la formación es modelada como un dominio en forma de paralelogramo, se aplican condiciones de frontera de simetría en los planos de simetría (Tabla 32; Figura 10). La cara del pozo es encastrada en los pasos inicial y geostático para simular la roca antes de ser perforada. Adicionalmente, se activan los grados de libertad de temperatura y presión de poro. En cuanto a las condiciones de carga, el esfuerzo de sobrecarga se aplica en la cara superior del dominio y los esfuerzos *in situ* horizontales, en las caras restantes (Tabla 33; Figura 10).

Tabla 32

Condiciones de frontera del modelo

Descripción	Condición de frontera
Simetría eje X	XSYMM (U1= UR2 = UR3 = 0)
Simetría eje Y	YSYMM (U1= UR2 = UR3 = 0)
Simetría eje Z	ZSYMM (U1= UR2 = UR3 = 0)
Encastre en la cara de pozo	Encastre (U1 = U2 = U3 = UR1 = UR2 = UR3 = 0)

Presión de poro	Grado de libertad 8
Temperatura	Grado de libertad 11

Tabla 33

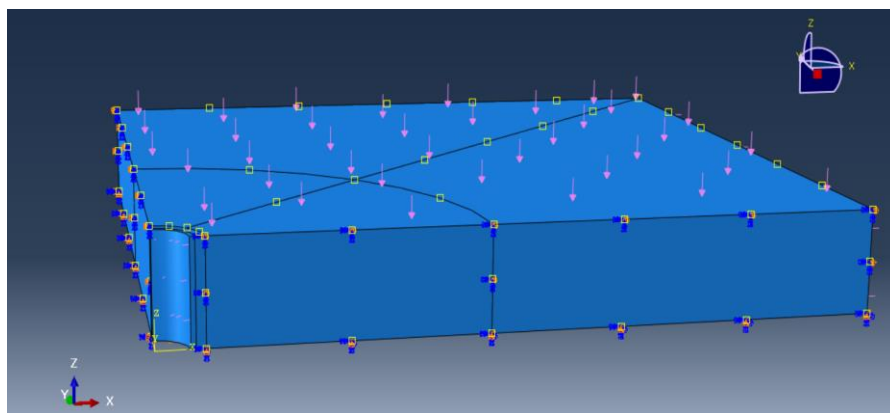
Condiciones de carga del modelo

Propiedad	Valor
$S11 = \sigma_{Hmax}$	18000 psi
$S22 = \sigma_{hmin}$	10500 psi
$S33 = \sigma_v$	15000 psi
P_l	7800 psi
T_l	100 °F
P_{lc}	8252 psi
P_{fc}	4500 psi
P_{pfp}	3500 psi
T_r	350 °F

Nota. σ_{Hmax} = esfuerzo horizontal máximo, σ_{hmin} = esfuerzo horizontal mínimo, σ_v = esfuerzo vertical, P_l la presión de lodo, T_l la temperatura de lodo, P_{lc} presión de lechada de cemento, P_{fc} presión de fluido de completamiento, P_{pfp} presión de producción en fondo de pozo y T_r la temperatura de la roca. Valores tomados de Arias, (2013) (p. 71).

Figura 10

Cargas y condiciones de frontera modelo tridimensional



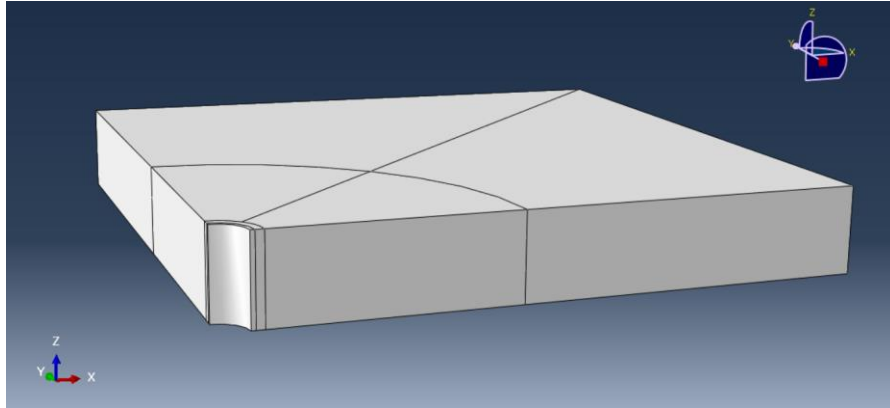
5.6. Mallado y tipo de elemento

El tipo de elemento seleccionado para el revestimiento y el cemento es hexaédrico de 8 nodos (permiten mayor número de nodos con menor número de elementos), acoplado térmicamente, con desplazamiento y temperatura trilineales, integración reducida y control de reloj de arena), C3D8RT, considerando que este permite manejar acoplamiento entre modelos de temperatura-desplazamiento. Y para la roca, se seleccionó elementos lineales de tipo C3D8RT (hexaedro de 8 nodos, desplazamiento trilineal, presión de poro y temperatura e integración reducida), el cual permite manejar acoplamiento entre modelos de temperatura, desplazamiento y presión de poro. Las ventajas de los elementos con integración reducida es que los esfuerzos y las deformaciones se calculan en los lugares que proporcionan una precisión óptima, los puntos de integración reducida disminuye el tiempo de cómputo y los requisitos de almacenamiento (Arias, 2013).

El tipo de mallado realizado fue estructurado (*structured*); esta técnica brinda el mayor control sobre la malla, puesto que aplica patrones de malla preestablecidos a topologías de modelos particulares (“Abaqus Analysis User's Manual”, 2011). Se hizo partición en la celda del bloque de formación (Figura 11) con el fin de obtener regiones más simples con topologías para las que existen patrones de malla estructurada.

Figura 11

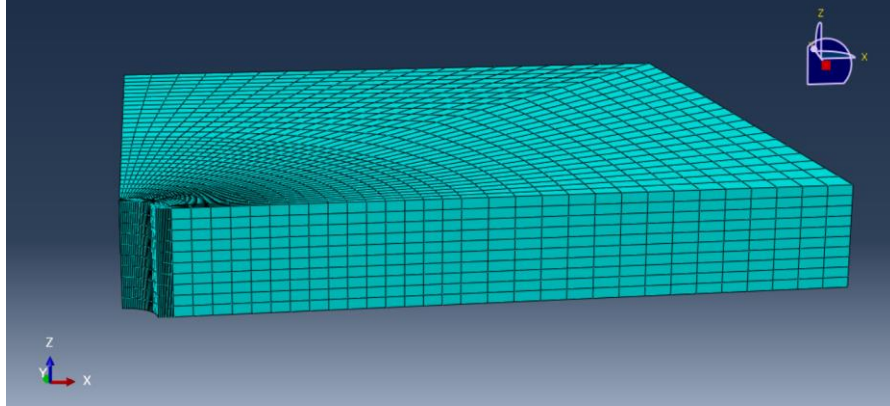
Bloque de formación particionado



En la Figura 12 se presenta el modelo de malla empleado en el bloque de formación utilizando 5200 elementos lineales hexaédricos de tipo C3D8RT en el revestimiento y cemento, y 12000 elementos lineales hexaédricos de tipo C3D8RPT en la formación. El modelo requiere un enmallado más fino en el anular entre el revestimiento y la formación para comprender mejor el comportamiento esfuerzo-deformación en el cemento y en las interfaces revestimiento-cemento, cemento-formación, por otro lado, una malla más fina en el MEF evita problemas de convergencia y resultados erróneos (Arias, 2013), sin embargo, se debe tener en cuenta que una mayor densidad de elementos de análisis implica mayor tiempo de cómputo y mayor capacidad de almacenamiento, por lo que se realiza sensibilidad del mallado con el fin de determinar la cantidad óptima de elementos requeridos.

Figura 12

Modelo enmallado con elementos C3D8RT y C3D8RPT



Nota. La región del anular de cemento es gris debido a la densidad de elementos

5.7. Controles del solver

Además de dividir el historial del problema en pasos, especificar los respectivos procedimientos de análisis y prescribir las condiciones de carga, de frontera y las solicitudes de salida para cada paso, es posible controlar la manera como se aplican las condiciones prescritas en cada paso, el esquema de incremento utilizado para controlar la solución y el esquema de almacenamiento y solución matricial.

5.7.1. Incremento

En problemas no lineales, Abaqus/Standard incrementará e iterará según sea necesario para analizar un paso, dependiendo de la gravedad de la no linealidad (“Abaqus Analysis User's Manual”, 2011). Pese a que Abaqus proporciona control directo (*Fixed*), se utiliza el control automático (*Automatic*) en todos los pasos, ya que se desconoce el esquema de incremento idóneo y éste último control lleva a la convergencia del problema no lineal de manera efectiva.

5.7.2. Extrapolación

En análisis no lineales, Abaqus/Standard utiliza extrapolación para acelerar la solución. La extrapolación se refiere al método utilizado para determinar la primera aproximación a la solución incremental (“Abaqus Analysis User's Manual”, 2011). Se emplea extrapolación lineal, la cual usa extrapolación del 100% de la solución incremental anterior al comienzo de cada incremento para comenzar la solución no lineal de la ecuación para el siguiente incremento.

5.7.3. Almacenamiento de matriz y esquema de solución

Abaqus/Standard generalmente usa el método de Newton para resolver problemas no lineales y el método de rigidez para resolver problemas lineales. En ambos casos se necesita la matriz de rigidez. Esta matriz puede ser simétrica o asimétrica. Abaqus elige automáticamente si se debe usar un esquema de solución y almacenamiento de matriz simétrica o asimétrica en función del modelo y la definición de paso utilizada, sin embargo, el usuario puede especificar lo anterior manualmente, de acuerdo con determinadas reglas, con el fin de mejorar la eficiencia computacional (“Abaqus Analysis User's Manual”, 2011).

Se especifica el uso de almacenamiento de matriz asimétrica y esquema de solución, teniendo en cuenta que esta se debe utilizar para análisis de esfuerzo térmico totalmente acoplado y análisis de esfuerzo-flujo de fluido en medio poroso totalmente acoplado térmicamente en estado estacionario (“Abaqus Analysis User's Manual”, 2011).

5.7.4. Solucionador de ecuaciones

Se emplea el solucionador de ecuación lineal, el cual es utilizado en análisis lineal y no lineal. En el análisis no lineal, Abaqus/Standard usa el método Newton, en el cual es necesario resolver un conjunto de ecuaciones lineales en cada iteración. El solucionador directo de

ecuaciones lineales encuentra la solución exacta para este sistema de ecuaciones lineales, hasta la precisión del computador (“Abaqus Analysis User's Manual”, 2011).

El solucionador de ecuaciones lineales directas en Abaqus/Standard utiliza un método de eliminación de Gauss disperso y representa la parte del análisis que consume más tiempo; el almacenamiento de las ecuaciones ocupa la mayor parte del espacio en disco durante los cálculos (“Abaqus Analysis User's Manual”, 2011).

5.7.4.1. El solucionador de dispersión.

El solucionador de dispersión directo utiliza una técnica *multifront* que reduce drásticamente el tiempo de cálculo para resolver las ecuaciones si el sistema de ecuaciones tiene una estructura dispersa (“Abaqus Analysis User's Manual”, 2011).

Lo anterior se especifica en Abaqus/CAE a través del módulo de Pasos, seleccionando *Method: Direct*, a través del editor de pasos.

5.8. Ejecución del trabajo

Una vez preprocesado el MEF, éste es enviado a procesamiento para ejecutar el análisis general de los diferentes pasos establecidos anteriormente, a través del módulo de Trabajo. El MEF tiene en cuenta el historial de temperaturas, las condiciones de carga del pozo y las deformaciones de los materiales (revestimiento, cemento y roca) anteriores y actuales del paso para realizar el análisis (Arias, 2013).

5.9. Verificación del modelo desarrollado

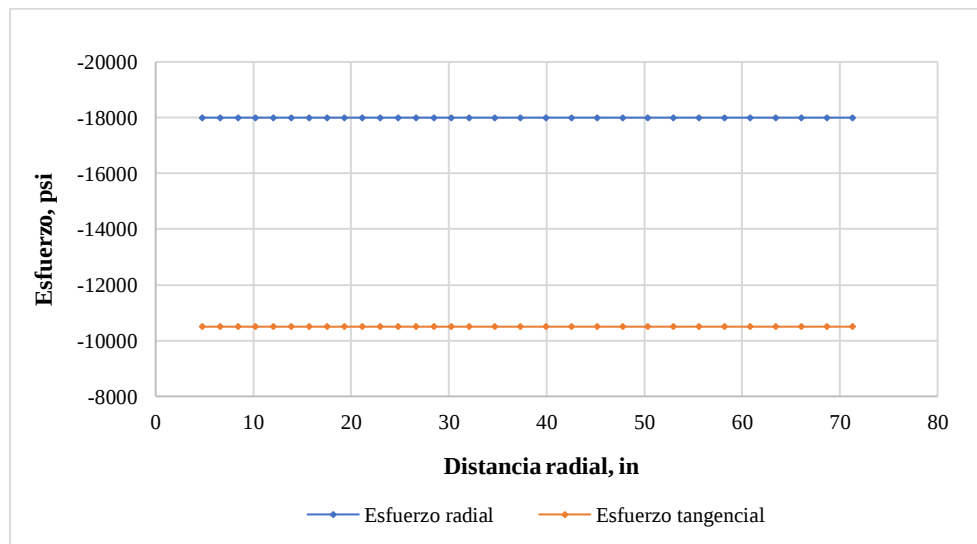
Antes de aplicar el MEF desarrollado, se requiere verificar el modelo en los diferentes pasos. A continuación, se presentan los resultados obtenidos en los diferentes pasos y su verificación, para el caso base de estudio.

5.9.1. Step Geostático

Al graficar los esfuerzos radiales y tangenciales (Figura 13) para $\theta = 0$, medido desde el eje x en sentido antihorario en el plano $x - y$, al final del *step* geostático, se comprobó que la formación mantiene el equilibrio térmico y mecánico, puesto que la roca conserva el estado de esfuerzos *in situ* inicial (Figura 14).

Figura 13

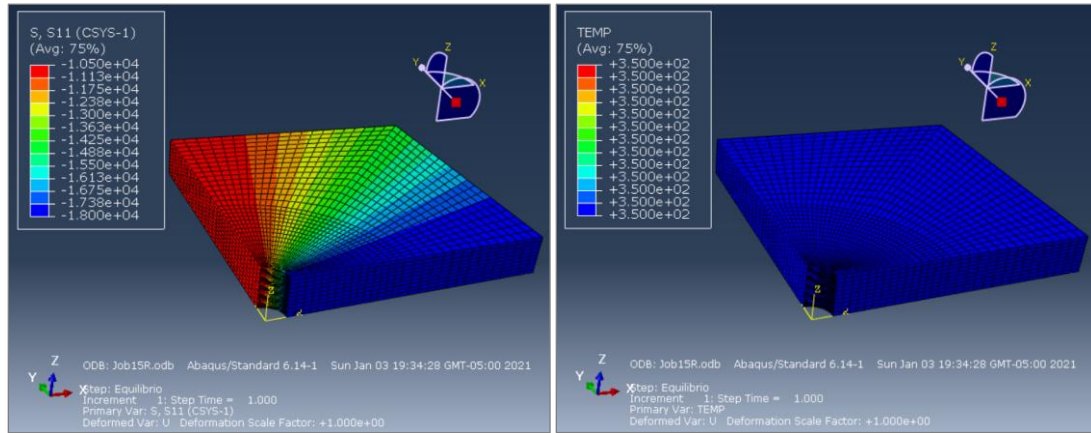
Esfuerzos radiales y tangenciales en la formación después del step Geostático



Nota. El gráfico presenta los esfuerzos radiales y tangenciales en la roca a lo largo del eje x ($\theta = 0$).

Figura 14

Equilibrio mecánico (izq.) y térmico (der.) en la formación después del step Geostático



Nota. La formación mantiene el equilibrio mecánico (izq.) y térmico (der.) después del step geostático, manteniendo los esfuerzos y temperatura in situ prescritos al inicio del análisis general.

5.9.2. Step de perforación

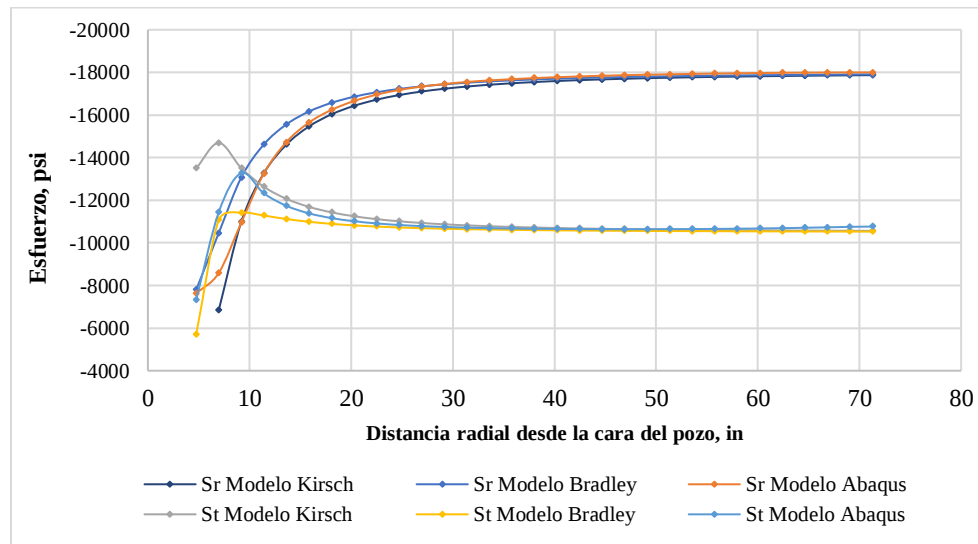
La etapa de perforación es verificada mediante análisis de estabilidad de pozo, comparando los resultados obtenidos con el FEA en este *step*, con los obtenidos mediante los modelos analíticos de Kirsch y de Bradley, descritos en el capítulo 3, sección 3.4.1. Adicionalmente, se realizó análisis de sensibilidad del mallado del bloque de formación en este *step* para determinar el número óptimo de elementos finitos requeridos, teniendo en cuenta la máxima deformación obtenida y el porcentaje de error asociado con la verificación de resultados en el *step* de perforación empleando el modelo analítico de Kirsch.

La Figura 15 muestra los esfuerzos radiales y tangenciales inducidos en la roca al ser perforada en dirección x ($\theta = 0$), obtenidos con los modelos analíticos de Kirsch y de Bradley, y con el MEF de Abaqus, donde S_r es el esfuerzo radial y S_t , el esfuerzo tangencial. La mayor divergencia de resultados para los dos tipos de esfuerzos se presenta cerca de la cara del pozo,

región donde ocurre la perturbación. El error entre los esfuerzos radiales obtenidos con el MEF de Abaqus y el modelo analítico de Kirsch se encuentra entre el 1.42% y 0.075%, excepto para el primer punto, en el límite de la cara del pozo, con un error igual a 25.61%. El error entre los esfuerzos radiales obtenidos con el MEF de Abaqus y el modelo analítico de Bradley, se encuentra entre el 16.22% y el 0.069%, excepto en el primer punto, con un error igual a 17.93%. Por otro lado, el error entre los esfuerzos tangenciales obtenidos con el MEF de Abaqus y el modelo analítico de Kirsch se encuentra entre el 22.16% y 0.046%, exceptuando el primer punto, en el límite de la cara del pozo, con un error porcentual igual a 45.67. El error entre los esfuerzos tangenciales obtenidos con el MEF de Abaqus y el modelo analítico de Bradley se encuentra entre el 16.21% y 0.61%, exceptuando el primer punto, en el límite de la cara del pozo, cuyo error es igual al 28.68%. El error obtenido en todos los casos disminuye a medida que la distancia radial con respecto al eje del pozo aumenta. Esta tendencia es la esperada; lejos de la cara del pozo los esfuerzos radiales y tangenciales deben ser aproximadamente los esfuerzos *in situ*, tal como lo presenta la convergencia de resultados de los modelos. Pese a que los modelos analíticos están basados en deformación plana generalizada, lo cual no son modelos perfectamente tridimensionales, y no tienen en cuenta los efectos de presión y temperatura de formación, los resultados muestran patrones y valores análogos, debido a que el MEF en el *step* de perforación no tiene variaciones significativas en las condiciones de presión de poro (no hay producción) y temperatura, excepto en la cara del pozo, debido a la temperatura del lodo de perforación, adicionalmente, la deformación producto de la presión del lodo puede conducir al desarrollo de regiones plásticas en la cara del pozo (Gray *et al.*, 2009), esto explica por qué las diferencias de resultados cerca de la cara del pozo son más grandes.

Figura 15

Esfuerzos radiales y tangenciales en dirección X obtenidos con el MEF de Abaqus y con los modelos analíticos de Kirsch y de Bradley

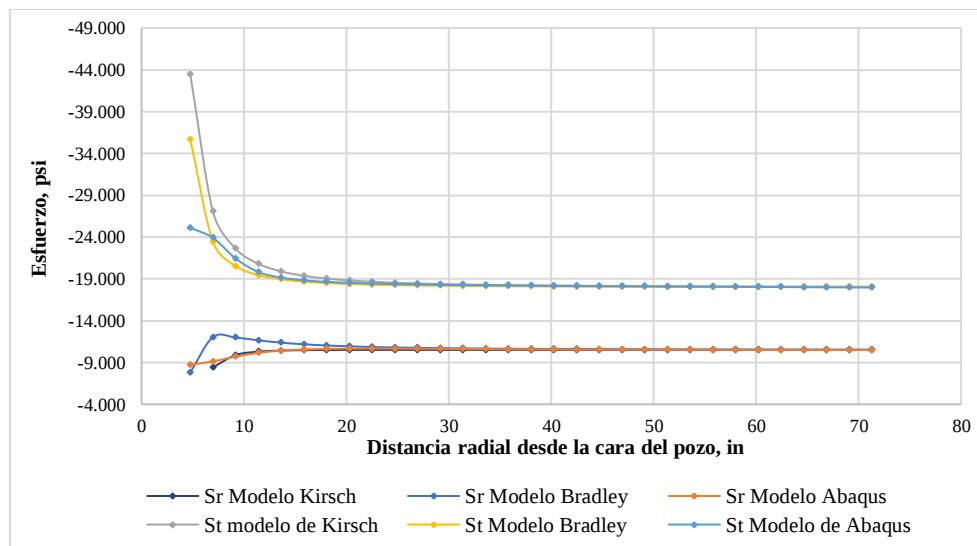


Los esfuerzos radiales y tangenciales en dirección y ($\theta = 90^\circ$) obtenidos mediante el MEF y los modelos de Kirsch y de Bradley también fueron comparados (Figura 16). Los esfuerzos radiales obtenidos con el modelo de Kirsch y el MEF, divergen entre 1.98% y 0.041%, excepto para el primer punto, en el borde de la cara del pozo, con una diferencia igual a 8.49%. El error para los esfuerzos radiales obtenidos con el modelo de Bradley y el MEF, se encuentra entre el 19.05% y 0.36%, exceptuando el error resultante en el borde de la cara del pozo, cuyo valor es igual a 24.17%. Por otro lado, el error para los esfuerzos tangenciales, haciendo la comparación con el modelo de Kirsch, se encuentra entre el 11.60% y 0.18%, excluyendo el límite de la cara del pozo, con una diferencia porcentual igual a 42.29. El error, en el caso de los esfuerzos tangenciales obtenidos con el MEF y el modelo de Bradley, se encuentra entre el 4.41% y 0.021%, excepto para el primer punto en el borde de la cara del pozo, cuyo valor es igual a 29.68%. De manera similar al caso anterior (Figura 15), las curvas divergen, principalmente, cerca de la cara

del pozo, cuyos errores máximos para los esfuerzos radiales y tangenciales, respecto al modelo de Kirsch y de Bradley, son 8.49%, 42.29% y 24.17%, 29.68%, respectivamente, y convergen a medida que la distancia radial con respecto al eje del pozo es mayor. El análisis de resultados en este caso es similar al descrito con anterioridad. Lo anterior valida el MEF de Abaqus para el *step* de perforación, teniendo en cuenta la correspondencia entre los esfuerzos obtenidos con este y los dos modelos analíticos.

Figura 16

Esfuerzos radiales y tangenciales en dirección Y obtenidos con el MEF de Abaqus y con los modelos analíticos de Kirsch y de Bradley



La sensibilidad del mallado se realizó con base en la máxima deformación de la roca obtenida al final del *step* de perforación (Tabla 34), teniendo en cuenta la cantidad de elementos empleados con menor tiempo de cómputo y porcentaje de error asociado a la comparación entre resultados obtenidos con el MEF de Abaqus y el modelo analítico de Kirsch. No es posible realizar la sensibilidad del mallado teniendo en cuenta el tipo de elemento, puesto que el acoplamiento entre análisis de flujo en medio poroso y transferencia de calor permite únicamente hexaedros de

primer orden, si se desea emplear elementos de segundo orden, estos deben ser tetraedros, lo que alteraría el algoritmo de mallado y la forma final de la malla (Figura 12). Se seleccionó la malla con 12000 elementos hexaédricos de tipo C3D8RPT en el bloque de formación, puesto que fue en esta ejecución de análisis donde los valores de deformación se estabilizaron. Adicionalmente, fue en este caso donde se obtuvo el menor porcentaje de error en la comparación de esfuerzos radiales y tangenciales para $\theta = 0$ y $\theta = 90$ obtenidos con el MEF y con el modelo de Kirsch (entre 45.67% y 8.49%), mientras que, para el último caso, con mayor número de elementos y tiempo de procesamiento, el porcentaje de error obtenido estuvo entre 50.76% y 10.85%.

Tabla 34

Sensibilidad de la malla del bloque de formación analizando la deformación

Número de elementos C3D8RT en el bloque de formación	Número de nodos totales	Deformación total (10^{-3} in)
18240	28567	1.555
17280	27498	1.137
14960	24255	1.116
13440	22231	1.094
12600	21285	1.069
12000	20295	1.069
10640	18447	1.041
9360	16687	1.010
8160	15015	0.976
7040	13431	0.938

5.9.3. Step de cementación

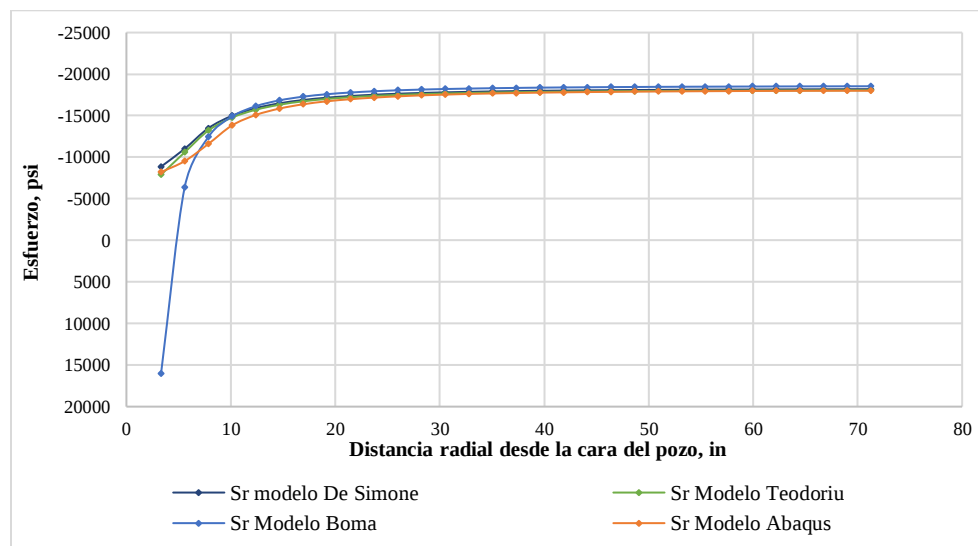
Este modelo numérico que representa la construcción del pozo por etapas también es verificado en el *step* de cementación. Esto se realiza mediante comparación de esfuerzos radiales en el cemento y en el sistema completo (revestimiento-cemento-formación), obtenidos con el MEF de Abaqus y tres modelos analíticos desarrollados por Teodoriu *et al.*, 2010, Bomá *et al.*, 2016 y

De Simone *et al*, 2017, basados en modelado de esfuerzos resultantes en cilindros de pared gruesa y delgada y en las ecuaciones de Lamé. Estos esfuerzos están definidos en términos de presiones interfaciales (presiones en los contactos revestimiento-cemento y cemento-formación), las cuales están en función de diferentes parámetros y suposiciones simplificadas que permiten una solución analítica, como se describen en el capítulo 3, sección 3.4.2.

La Figura 17 presenta los esfuerzos radiales a través del sistema revestimiento-cemento-formación, a lo largo de la distancia radial desde la cara interna del revestimiento hasta el límite externo de la formación, para un ángulo azimutal igual a cero con respecto al eje x , obtenidos con los modelos analíticos descritos con anterioridad y con el MEF de Abaqus.

Figura 17

Comparación de esfuerzos radiales originados después del step de cementación en el sistema revestimiento-cemento-formación a lo largo del eje x

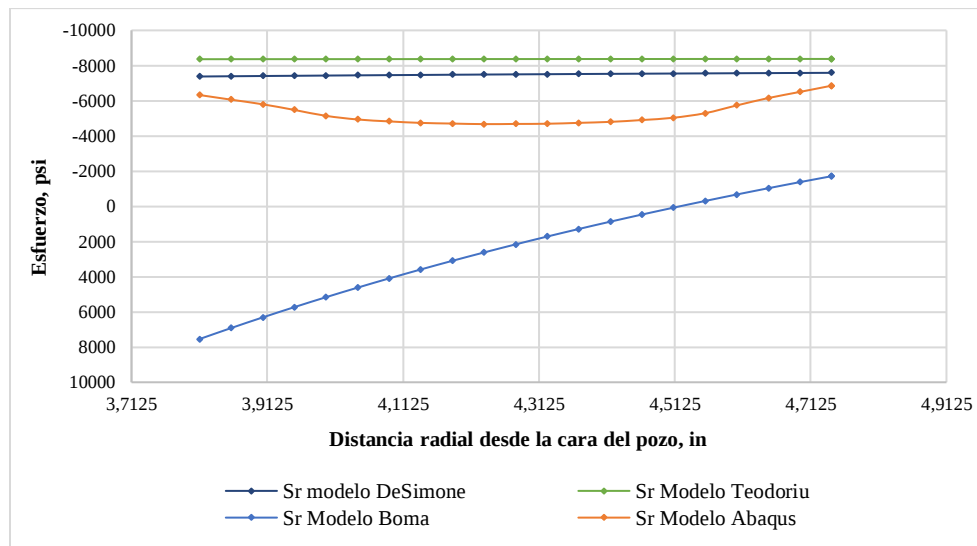


La Figura 18 presenta los esfuerzos radiales originados en el cemento al finalizar el *step* de cementación, calculados con los modelos analíticos descritos anteriormente y con el MEF de

Abaqus, a lo largo de la distancia radial desde la interface revestimiento-cemento hasta el contacto cemento-formación, para un ángulo azimutal respecto al eje x igual a cero.

Figura 18

Comparación de esfuerzos radiales originados en el cemento después del step de cementación a lo largo del eje x



La Figura 18 muestra que los resultados de los modelos analíticos con el modelo numérico tiene valores similares en la región alejada del pozo (entre 3.05% y 0.99% de diferencia con el modelo de De Simone, 5.30% y 2.88% con el modelo de Bomá y, 2.12% y 0.27% con el modelo de Teodoriu), mientras que los resultados alrededor del de las regiones del revestimiento y cemento divergen en gran medida, tal como lo presenta la Figura 18. Los motivos de estas diferencias entre los resultados de los modelos analíticos y los del modelo numérico, son las siguientes:

- 1) Los modelos analíticos están basados en deformación plana generalizada, lo cual no es un modelo perfectamente tridimensional. El MEF de Abaqus no sólo involucra en el análisis los esfuerzos horizontales inducidos en el plano, sino que también tiene en cuenta el efecto del esfuerzo vertical.

- 2) Los modelos analíticos se basan en un modelo de plano infinito. El MEF de Abaqus, pese a tener dimensiones horizontales suficientemente grandes, que simulan condiciones de frontera infinito, es un modelo de “caja” finito, lo que lo hace completamente 3D, diferente a los modelos analíticos.
- 3) Los tres modelos analíticos han sido desarrollados para una geometría basada en cilindros concéntricos compuestos de paredes delgadas (revestimiento) y gruesas (cemento-formación) (Figura 19, izq.), mientras el MEF de Abaqus se desarrolla asumiendo una geometría de círculos concéntricos para el revestimiento y cemento, y la formación se modela como un paralelogramo, adicionalmente, solo se analiza un cuarto de geometría (Figura 19, der.), lo que puede hacer divergir los resultados.
- 4) El MEF de Abaqus utiliza un enfoque por etapas, el cual simula la construcción del pozo siguiendo las etapas principales de desarrollo desde el estado de esfuerzos de la formación antes de ser perforada, por lo que, en el modelo, los componentes del pozo exhiben dependencia histórica, esto es, tienen en cuenta el historial de esfuerzos y cargas mecánicas y térmicas impuestos durante cada una de las etapas de vida útil del pozo. Es decir, el estado de esfuerzos inicial en el *step* de cementación, es el estado de esfuerzos al final del *step* de perforación, en cambio, los modelos analíticos no incluyen este historial, sino que se rigen bajo el supuesto de un estado de esfuerzos uniformes al final de la operación de perforación.
- 5) Además de los supuestos explicados anteriormente, el modelo de Bomá es desarrollado considerando una relación grosor/diámetro interior del cilindro interno inferior al 0.05, lo cual no se cumple en el MEF (esta relación es igual a 0.075), y esfuerzos horizontales principales de igual magnitud, lo cual tampoco se cumple en el MEF. Adicionalmente,

las presiones de contacto están en función de los radios, de la presión de formación y de la presión del pozo, es decir, no tiene en cuenta constantes elásticas, plásticas y térmicas de los materiales, ni efectos térmicos, por lo que las diferencias entre los resultados son las más grandes. Por otro lado, el modelo analítico de Teodoriu incluye parámetros elásticos y térmicos de los materiales, presión de formación y del pozo y temperatura en cada componente, pero excluye las constantes plásticas. Finalmente, el modelo analítico de De Simone está en función de parámetros elásticos, presión de formación y de pozo, y del estado de esfuerzos inicial en el cemento, pero excluye las constantes y efectos térmicos y plásticos.

- 6) El MEF de Abaqus incluye propiedades de los materiales que son excluidas en los tres modelos analíticos, como densidad, conductividad térmica, capacidad de calor específico, ángulo de fricción interna, ángulo de dilatación, cohesión, permeabilidad de la formación, relación de vacíos (porosidad) y saturación de la roca.

Figura 19

Representación de la geometría empleada para el desarrollo de los modelos analíticos (izq.) y numérico (der.)



Nota. Los esquemas no se encuentran a escala.

6. Evaluación de la falla mecánica del cemento en el sistema revestimiento-cemento-formación

El MEF desarrollado en el software Abaqus 6.11, y verificado mediante comparación de resultados obtenidos con este y con modelos analíticos, es empleado para evaluar el comportamiento mecánico del cemento, analizando la respuesta y la posible falla mecánica del cemento según variación de condiciones de presión y temperatura del pozo y de la formación, y de las propiedades mecánicas del cemento y de la roca al final de las etapas operativas *post-cementing*. Adicionalmente, se evalúa el comportamiento mecánico de distintos sistemas de cemento (diferente módulo de Young y relación de Poisson) fraguados frente a formaciones blanda y dura durante la producción del pozo.

El estudio de la falla del cemento por desunión en sus interfaces, por agrietamiento radial y por deformación plástica del cemento, se realiza a partir de los resultados obtenidos directamente en el post-procesamiento del modelo. El MEF muestra los esfuerzos radiales y tangenciales, y la deformación plástica resultantes en cada material, al final de cada *step*. El cemento falla por desunión si los esfuerzos radiales exceden su resistencia a la desunión, y por agrietamiento radial si los esfuerzos tangenciales son mayores que su resistencia a la tensión. Las pruebas experimentales realizadas por Arias, (2013) demostraron que la resistencia a la desunión del cemento fue aproximadamente 0.83 veces su resistencia a la tensión (Arias, 2013), esta relación será empleada en esta investigación. La plasticidad del cemento es medida como deformación plástica equivalente, PEEQ, de la siguiente manera:

$$PEEQ: \int_0^t \sqrt{\frac{2}{3} \sum_{i,j=1,2,3} (\varepsilon_{ij}^p \varepsilon_{ij}^p)} dt \quad (69)$$

Donde ε_{ij}^p es el tensor de velocidad de deformación de plástica y t el tiempo.

Para analizar la falla por tensión y por corte, se emplean los criterios correspondientes a cada tipo de falla, los cuales fueron descritos en el capítulo 3. Para investigar la falla mecánica de tensión y de corte del cemento en cada escenario, se aplican los siguientes pasos, modificados de la metodología desarrollada por Jo, (2008).

Falla de tensión. 1. Calcular el esfuerzo principal mínimo en la región de interés del cemento, haciendo uso del MEF en Abaqus. 2. Verificar la desigualdad (1) en la región de interés del cemento. En aquellas regiones en las que $\sigma_3 + T_c \leq 0$, se producirá la falla por tensión.

Falla de corte. 1. Obtener los esfuerzos principales en la región de interés del cemento mediante el MEF de Abaqus. 2. Calcular el esfuerzo octaédrico, τ_{oct} , y el esfuerzo medio, $\sigma_{m,2}$, en la región de interés del cemento, y trazar τ_{oct} versus $\sigma_{m,2}$. 3. Calcular y trazar la envolvente lineal para la falla de corte, $\tau_{oct} = a + b\sigma_{m,2}$. La falla de corte se origina en las regiones del cemento cuyos valores τ_{oct} versus $\sigma_{m,2}$ están por encima de la envolvente.

Realizar los pasos anteriores para investigar la influencia de los siguientes parámetros en la falla de tensión y corte del cemento:

- Presión del pozo
- Presión de la formación
- Temperatura del pozo
- Temperatura de la formación
- Módulo de Young y relación de Poisson del cemento.

6.1. Data

Para evaluar el efecto de los cambios de presión y temperatura del pozo y de la formación, se emplearon dos sistemas de cemento; el cemento A cuyo módulo de Young, relación de Poisson y demás propiedades son mayores que las de B (el cemento A tiene un comportamiento más frágil -material más rígido- que el cemento B, y es menos compresible que B); y dos tipos de roca; un *shale* cuyas propiedades corresponden a una formación blanda y una *sandstone* con propiedades de formación dura. Las propiedades térmicas y mecánicas de los materiales se presentan en la Tabla 30 y Tabla 35, respectivamente. La geometría y cargas del pozo se informan en la Tabla 27 y Tabla 33, en su orden.

Tabla 35

Propiedades mecánicas de los materiales

Material	Densidad, ppg	Módulo de Young, psi	Relación de Poisson	Ángulo de fricción, °	Ángulo de dilatación, °	Cohesión, psi	UCS, psi
Cemento A	15.8	1.28E+06	0.160	19	16	1770	4937
Cemento B	15.6	7.39E+05	0.072	21	18	1600	4692
Formación Blanda (Shale)	15.0	3.00E+06	0.25	25	22	4000	13318
Formación Dura (Sandstones)	15.0	8.30E+06	0.25	45	27	5700	31000

6.2. Comportamiento mecánico de dos sistemas de cemento fraguados frente a formaciones blanda y dura

A continuación, se presenta gráficamente los esfuerzos radiales y tangenciales, y la deformación plástica equivalente obtenidos durante los *steps* de completamiento y producción en dos sistemas de cemento fraguados frente a rocas blanda (lutita) y dura (arenisca), esta última tiene

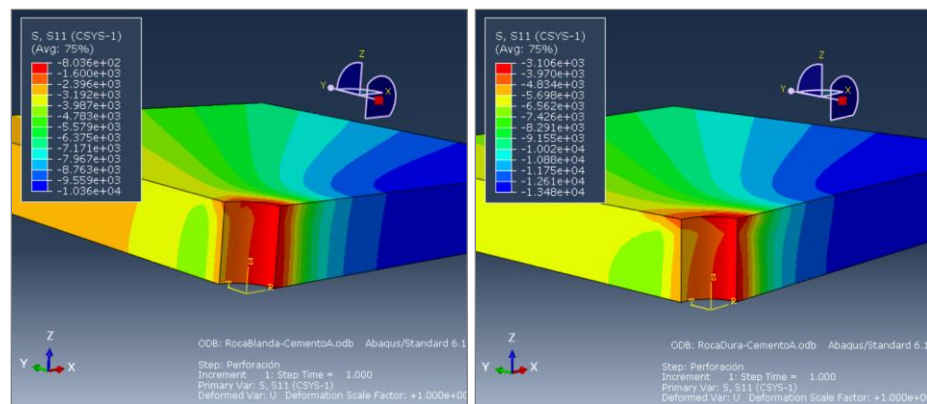
mayor resistencia y rigidez, por lo tanto, su comportamiento es más frágil, de acuerdo con su módulo de Young.

Perforación

Durante la perforación, el peso del lodo actúa sobre la superficie interna de la roca. La Figura 20 presenta que después de perforar el pozo, los esfuerzos radiales, S11 (CSYS-1), fueron compresivos, tanto en la formación blanda como en la formación dura. Los esfuerzos radiales compresivos máximos, en ambos casos, se dieron en la dirección del esfuerzo horizontal *in situ* máximo (eje x), y fueron mayores en la formación dura.

Figura 20

Esfuerzos radiales obtenidos después de perforar formaciones blandas (izq.) y duras (der.)

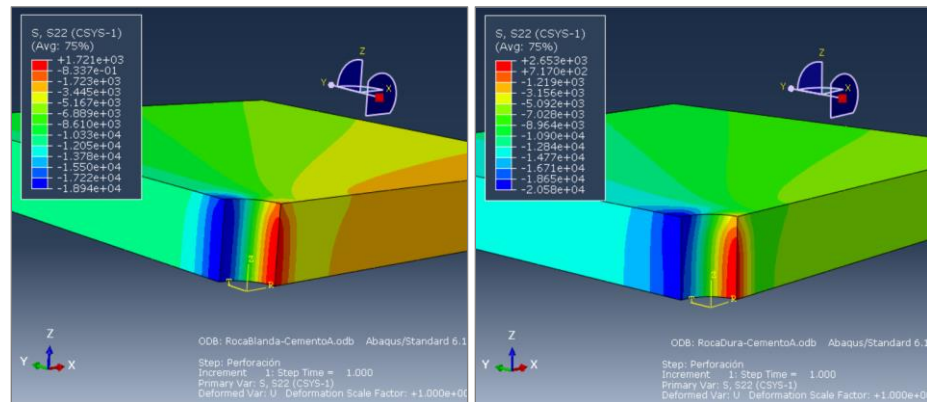


La Figura 21 muestra los esfuerzos tangenciales, S22 (CSYS-1), obtenidos en las formaciones blanda y dura después de ser perforadas, en ambos casos, éstos fueron de tensión y de compresión. Los esfuerzos tangenciales compresivos máximos, para los dos escenarios, se obtuvieron en dirección del esfuerzo horizontal *in situ* mínimo (eje y), y fueron mayores a los esfuerzos radiales obtenidos en esta dirección. Lo anterior coincide con los estudios de Geomecánica, los cuales concluyen que los *breakouts* se forman en la dirección del esfuerzo

horizontal *in situ* mínimo, cuando se cumple la condición $\sigma_t > \sigma_r$, y las fracturas se originan en la dirección del esfuerzo horizontal *in situ* máximo.

Figura 21

Esfuerzos tangenciales obtenidos después de perforar formaciones blandas (izq.) y duras (der.)



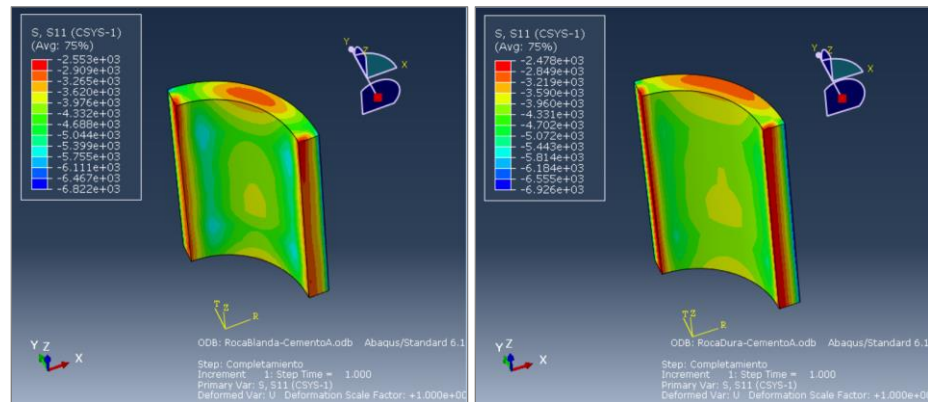
Completamiento

Durante el *step* de completamiento, la presión del fluido de completamiento actúa en la superficie interior del revestimiento, dado que la presión de este fluido es menor que la presión ejercida por la lechada de cemento en el *step* de cementación, el pozo tiende a contraerse, estirar el revestimiento e incrementar el riesgo de falla del cemento por desunión en sus interfaces.

En la Figura 22 se muestran los esfuerzos radiales resultantes en el cemento A fraguado frente a formaciones blanda y dura al finalizar el *step* de completamiento del pozo, éstos en ambos casos son compresivos, por lo tanto, no hay riesgo de desunión del cemento en sus interfaces, ni fractura Modo I (*opening mode*). En los dos escenarios, los esfuerzos radiales fueron mayores en el contacto cemento-formación.

Figura 22

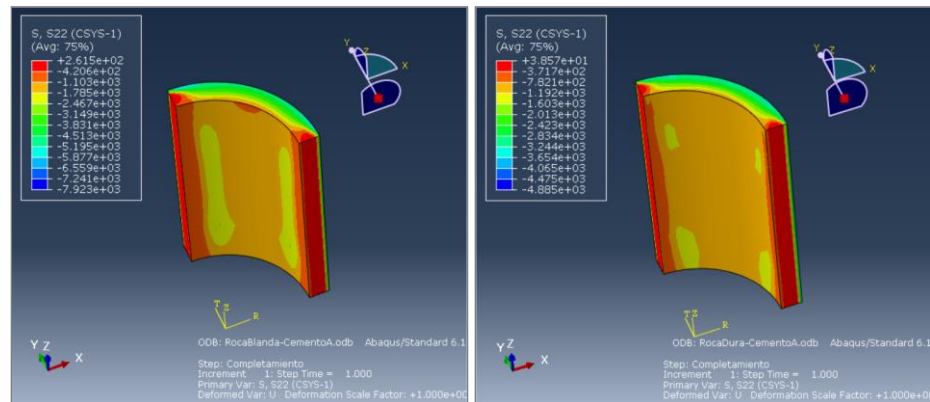
Esfuerzos radiales obtenidos en el cemento A fraguado frente a una formación blanda (izq.) y dura (der.) después del completamiento del pozo



La Figura 23 indica claramente que los esfuerzos tangenciales son mayores en el cemento fraguado frente a la formación blanda que frente a la formación dura después de completar el pozo, sin embargo, en ninguno de los dos casos se produce agrietamiento radial, puesto que en ambos escenarios el esfuerzo tangencial de tensión máximo es menor a la resistencia a la tensión del cemento A (449 psi).

Figura 23

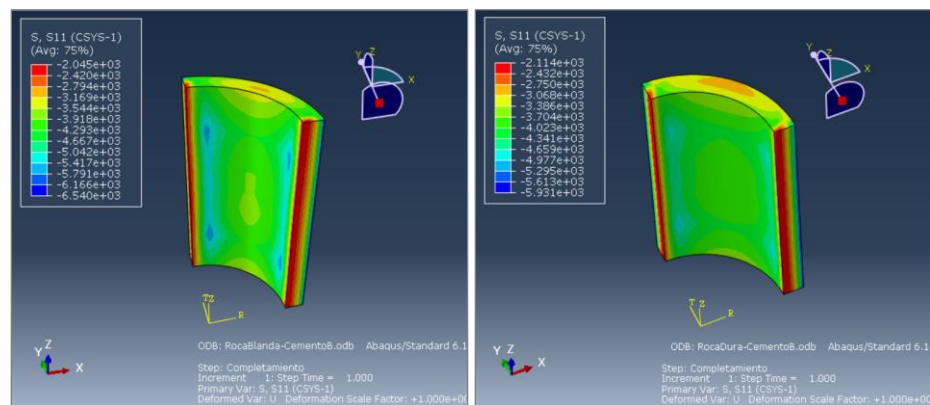
Esfuerzos tangenciales obtenidos en el cemento A fraguado frente a una formación blanda (izq.) y dura (der.) después del completamiento del pozo



Los esfuerzos radiales resultantes en el cemento B fraguado frente a formaciones blanda y dura después del completamiento del pozo (Figura 24) presentan la misma tendencia obtenida en el cemento A; estos son de naturaleza compresiva y de mayor magnitud en el contacto cemento-roca. Los esfuerzos radiales obtenidos en el cemento B fueron más bajos que en el cemento A.

Figura 24

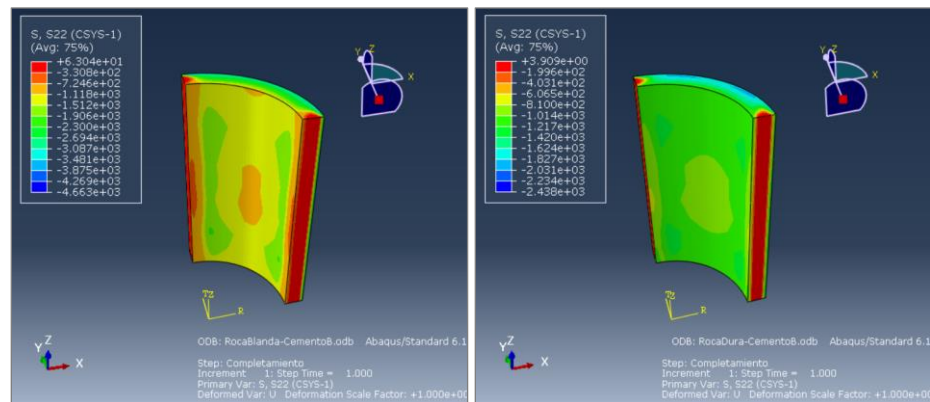
Esfuerzos radiales obtenidos en el cemento B fraguado frente a una formación blanda (izq.) y dura (der.) después del completamiento del pozo



Del mismo modo, los esfuerzos tangenciales obtenidos en el cemento B fraguado frente a formaciones blanda y dura después del completamiento del pozo (Figura 25) presentan la misma tendencia obtenida en el cemento A, con las respectivas diferencias en magnitud; los esfuerzos tangenciales compresivos y de tensión son mayores en el cemento A que en el B. Así como en el cemento A, éstos últimos no son lo suficientemente altos para originar la falla por agrietamiento radial en el cemento. Por otro lado, del mismo modo como resultó en el cemento A, los esfuerzos tangenciales resultantes en el cemento B fueron mayores frente a la formación blanda.

Figura 25

Esfuerzos tangenciales obtenidos en el cemento B fraguado frente a una formación blanda (izq.) y dura (der.) después del completamiento del pozo



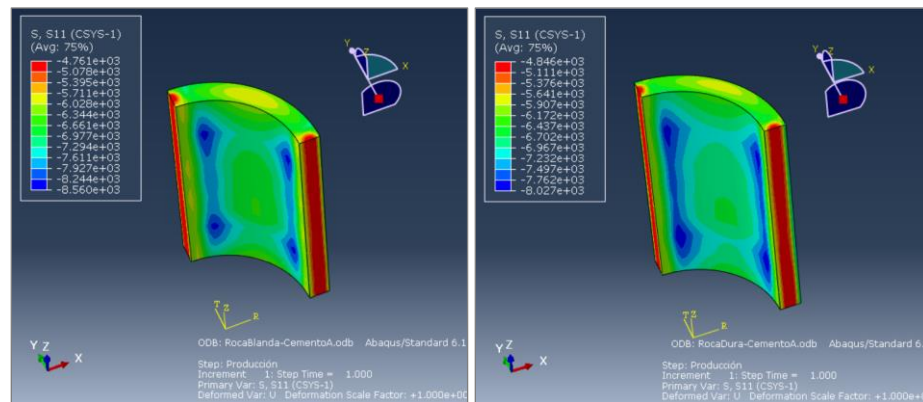
Producción

Durante la producción del pozo, la presión del fluido de completamiento es reemplazado por la presión de producción. La *bottomhole pressure* (BHP) es igual a 3500 psi. Los esfuerzos radiales obtenidos en el cemento A fraguado frente a formaciones blanda y dura durante el *step* de producción del pozo (Figura 26) son, en ambos casos, compresivos y su distribución es semejante, tal como ocurre después del *step* de completamiento. En este escenario el esfuerzo radial máximo

se originó en la matriz del cemento, no en el contacto cemento-roca y tampoco se presenta riesgo de fractura de apertura en el cemento (Modo I), ni riesgo de falla por desunión.

Figura 26

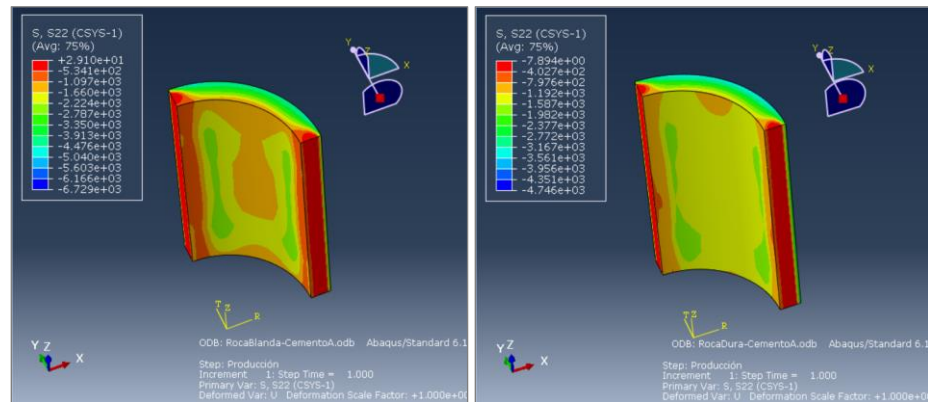
Esfuerzos radiales obtenidos en el cemento A fraguado frente a una formación blanda (izq.) y dura (der.) durante la producción del pozo



En la Figura 27 se aprecia los esfuerzos tangenciales obtenidos en el cemento A frente a formaciones blanda y dura durante el *step* de producción. Frente a la formación dura, los esfuerzos son compresivos, y de tensión y compresión frente a la formación blanda, lo que podría incluir riesgo de falla por agrietamiento radial en el contacto revestimiento-cemento, sin embargo, estos primeros son más bajos que la resistencia a la tensión del cemento, lo que indica que no se originará la falla. Los esfuerzos tangenciales compresivos máximos se dan en el contacto cemento-roca y son menores que al finalizar el *step* de completamiento del pozo.

Figura 27

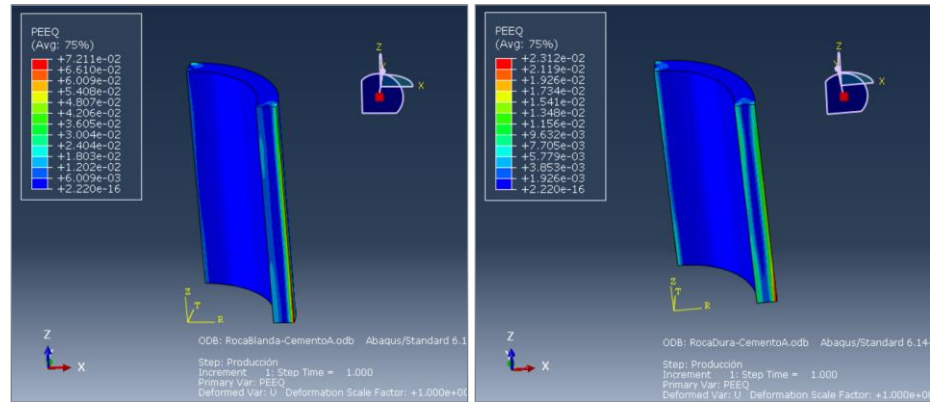
Esfuerzos tangenciales obtenidos en el cemento A fraguado frente a una formación blanda (izq.) y dura (der.) durante la producción del pozo



La Figura 28 muestra la deformación plástica equivalente producida en el cemento A fraguado frente a formaciones blanda y dura durante la producción del pozo, se nota claramente que ésta es mayor en el cemento fraguado frente a la formación blanda, y, en ambos casos, notoriamente mayor en el contacto cemento-roca, en las demás regiones del cemento la deformación plástica no es significativa.

Figura 28

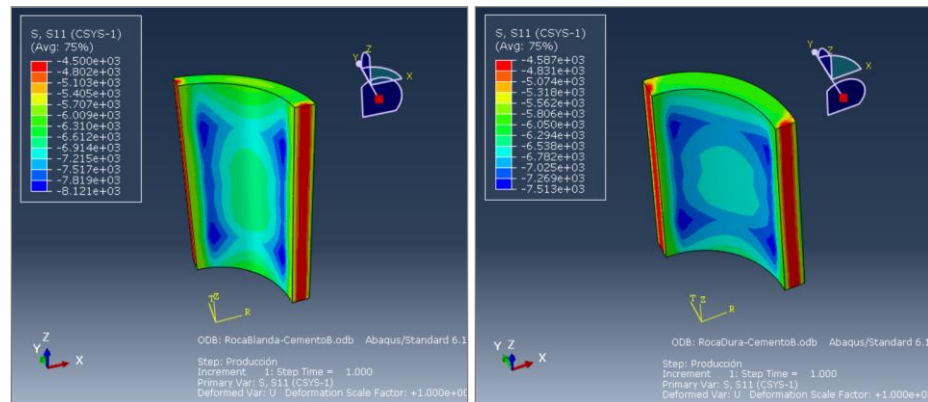
Deformación plástica equivalente del cemento A fraguado frente a formaciones blanda y dura durante la producción del pozo



La Figura 29 muestra los esfuerzos radiales obtenidos en el cemento B fraguado frente a formaciones blanda y dura durante el *step* de producción del pozo, en estos escenarios ocurre lo mismo que en el cemento A al finalizar esta etapa. Los esfuerzos radiales resultantes en el cemento fraguado tanto frente a la formación blanda como frente a la dura, fueron mayores en el cemento A que en el B.

Figura 29

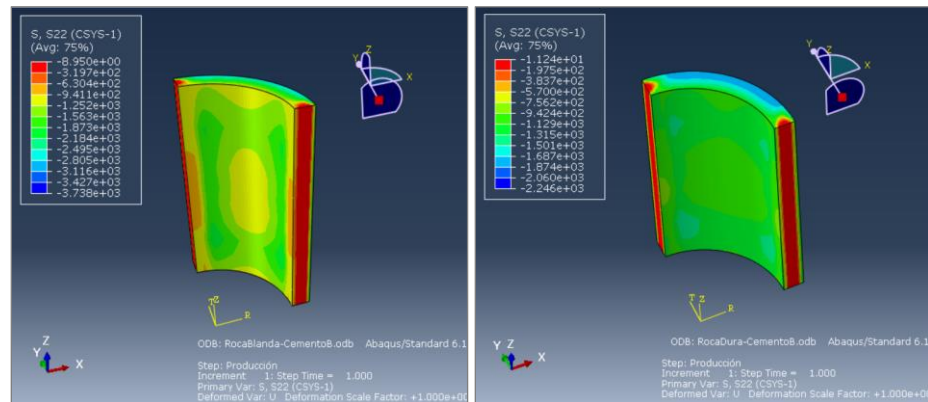
Esfuerzos radiales obtenidos en el cemento B fraguado frente a una formación blanda (izq.) y dura (der.) durante la producción del pozo



Los esfuerzos tangenciales obtenidos en el cemento B fraguado frente a formaciones blanda y dura durante la producción del pozo (Figura 30), son de naturaleza compresiva, por lo que no hay riesgo de agrietamiento del cemento. Los esfuerzos tangenciales son, en ambos casos, mayores en el contacto cemento-roca. Tal como los esfuerzos tangenciales obtenidos en los cementos A y B después de completar el pozo, al final de este *step* también se obtuvieron esfuerzos tangenciales mayores en el cemento A.

Figura 30

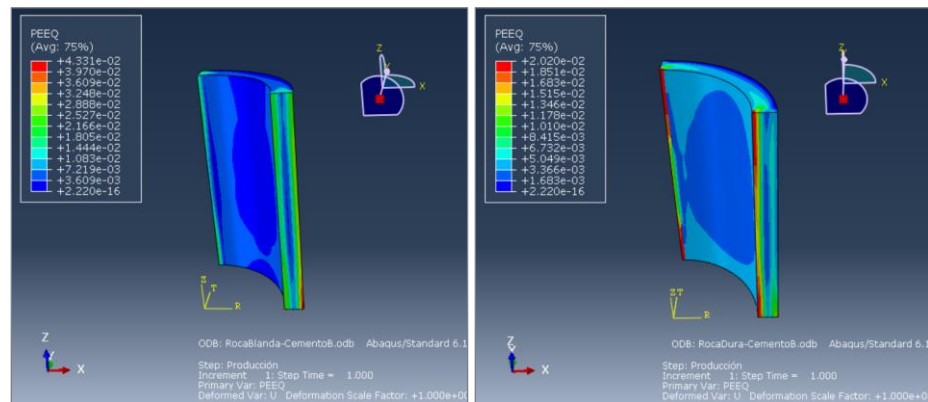
Esfuerzos tangenciales obtenidos en el cemento B fraguado frente a una formación blanda (izq.) y dura (der.) durante la producción del pozo



La deformación plástica equivalente producida en el cemento B durante la producción del pozo, fue mayor en el cemento fraguado frente a la formación blanda, en el contacto cemento-roca. Por otro lado, la máxima PEEQ originada en el cemento fraguado frente a la formación dura, se produjo en el contacto-revestimiento (Figura 31).

Figura 31

Deformación plástica equivalente del cemento B fraguado frente a formaciones blanda y dura durante la producción del pozo



De lo anterior se concluye, al finalizar el *step* de completamiento, los esfuerzos radiales, σ_r ($S11, CSYS - 1$), fueron compresivos en los cementos A y B, y en ambos casos, los esfuerzos radiales mínimos se dieron en el contacto revestimiento-cemento. Por otro lado, los esfuerzos tangenciales, σ_t ($S22, CSYS - 1$), máximos, tanto compresivos como de tensión, fueron mayores en los cementos A y B fraguados frente a la roca blanda, los σ_t de tensión se originaron, en ambos casos, en los contactos revestimiento-cemento. De acuerdo con lo anterior, es más probable que las fallas mecánicas por desunión y por agrietamiento radial del cemento se origine en la interface revestimiento-cemento, al finalizar el completamiento del pozo.

Durante el *step* de producción, al igual que en el *step* anterior, los esfuerzos radiales fueron compresivos en los cementos A y B fraguados frente a formaciones blanda y dura, y los esfuerzos mínimos se produjeron, en ambos casos, en los contactos revestimiento-cemento. Por otro lado, sólo resultó esfuerzos tangenciales de tensión en el contacto revestimiento-cemento, en el cemento A, fraguado frente a la roca blanda. Es en esta interface donde se produjeron los esfuerzos tangenciales compresivos mínimos, tanto en los cementos A y B, fraguados frente a formaciones blandas y duras, lo que quiere decir que es en esta región del cemento, cerca de la interface revestimiento-cemento, donde hay más probabilidad de que ocurra falla por agrietamiento radial, así como falla por desunión. Adicionalmente, la deformación plástica fue mayor en los cementos A y B fraguados frente a formaciones duras, en los contactos revestimiento-cemento, la máxima deformación plástica se obtuvo en el cemento A.

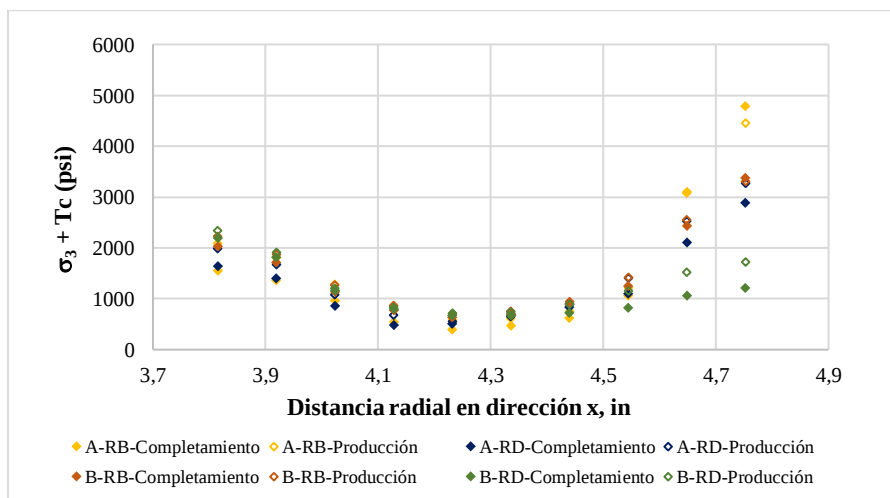
Después del completamiento y durante la producción del pozo, no se originó falla por agrietamiento radial en el cemento, ni por desunión en sus interfaces, pues los esfuerzos tangenciales de tensión fueron más bajos que la resistencia a la tensión del cemento y los esfuerzos

radiales fueron menores a la resistencia a la desunión del cemento, respectivamente. Lo anterior se verifica estudiando la falla de tensión y de corte, como sigue.

La falla por tensión se origina cuando se cumple la igualdad $\sigma_3 + T_c \leq 0$. La Figura 32, presenta los valores $\sigma_3 + T_c$ a través del radio de los cementos A y B en dirección x , fraguados frente a formaciones blanda y dura después del completamiento y producción del pozo. Como se observa, es más probable que ocurra la falla por tensión en el cemento más rígido (mayor E_c) - cemento A-, fraguado frente a la formación blanda en el centro del radio del cemento, después del completamiento, es allí donde se alcanzó el valor mínimo de $\sigma_3 + T_c$, sin embargo, en ninguno de los casos se originó la falla por tensión. El comportamiento en las interfaces es diferente, esto se puede notar con más claridad en las Figuras 33 y 34.

Figura 32

Estudio de la falla de tensión a lo largo del radio de dos cementos fraguados frente a formaciones blanda y dura después del completamiento y producción del pozo, en dirección x



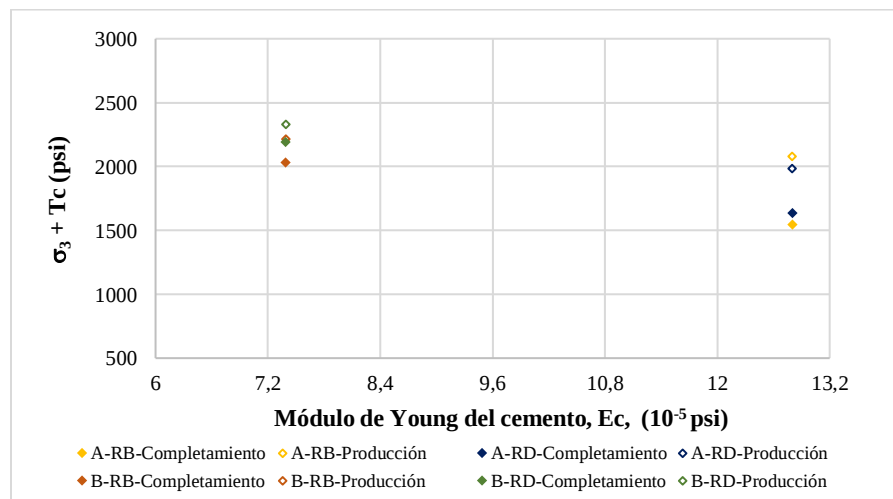
Nota. A y B, RB y RD, hacen referencia a los cementos A y B, y a la Roca Blanda y Roca Dura, respectivamente. Por ejemplo, A-RB-Compleatamiento indica los resultados obtenidos en el

cimento A fraguado frente a la roca blanda durante el *step* de completamiento. Esta convención se utiliza en las Figuras 33, 34, 35, 36, 37 y 38.

La Figura 33 presenta los valores de $\sigma_3 + T_c$ justo en las interfaces revestimiento-cemento de los cementos A y B fraguados frente a formaciones blanda y dura. Existe mayor probabilidad de que ocurra falla por tensión en cementos con mayor E_c después de completar el pozo, esta probabilidad disminuye, para ambos cementos durante la producción. En ninguno de los casos se originó falla mecánica de tensión en los contactos revestimiento-cemento.

Figura 33

Estudio de la falla de tensión en la interface revestimiento-cemento en dos cementos fraguados frente a formaciones blanda y dura después del completamiento y producción del pozo

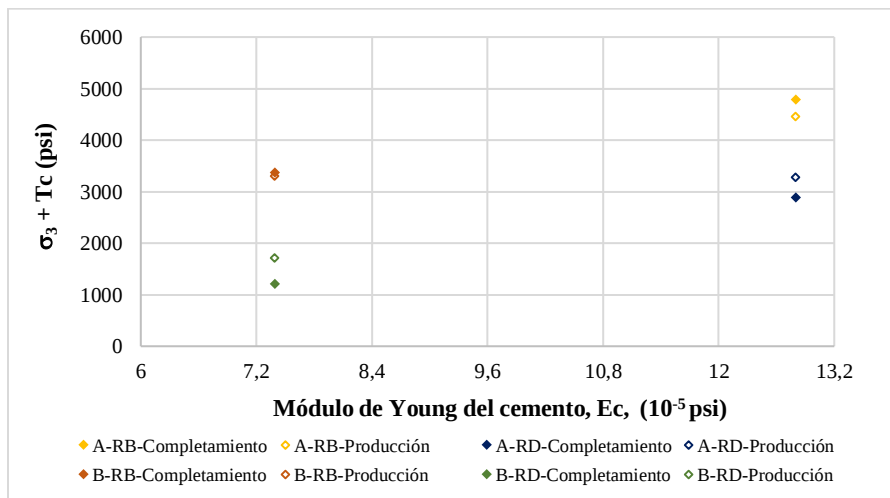


Por otro lado, como se muestra en la Figura 34, es más probable que se origine la falla de tensión en el contacto cemento-formación en cementos con menor E_c , durante el completamiento del pozo. Frente a formaciones blandas, es más probable que el cemento falle por tensión en el contacto cemento-formación durante la producción del pozo, por el contrario, frente a formaciones

duras, es más probable que el cemento falle por tensión en su contacto con la roca después de completar el pozo.

Figura 34

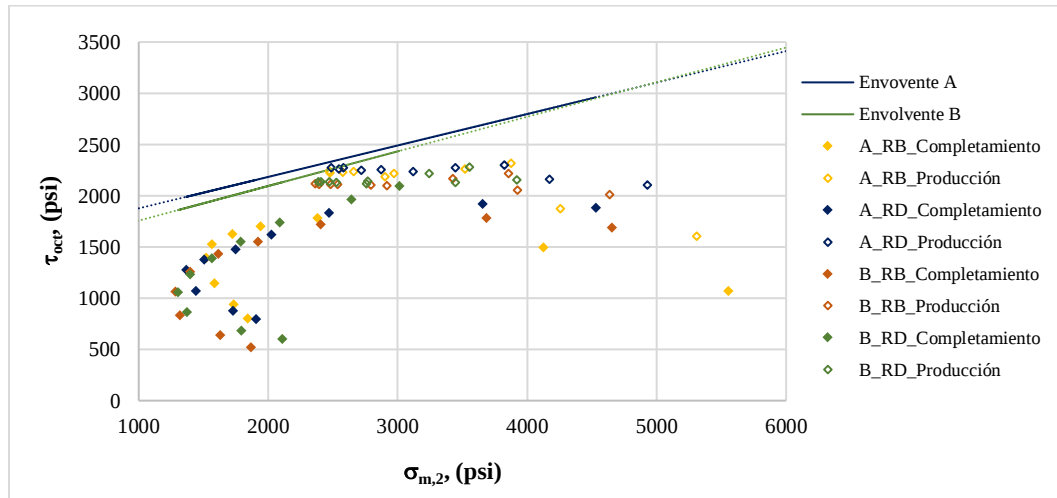
Estudio de la falla de tensión en la interface cemento-formación en dos cementos fraguados frente a formaciones blanda y dura después del completamiento y producción del pozo



La falla mecánica de corte se origina en aquellas regiones del cemento cuyos valores del esfuerzo de corte octaédrico, τ_{oct} , vs el esfuerzo medio, $\sigma_{m,2}$, están por encima de la envolvente de falla. La Figura 35 presenta los valores de τ_{oct} vs $\sigma_{m,2}$ de dos cementos fraguados frente a formaciones blanda y dura después del completamiento y producción del pozo, a lo largo del eje x . Como se observa, hay mayor probabilidad de que se origine la falla mecánica de corte en el cemento con mayor E_c (cemento A) fraguado frente a formaciones blanda y dura durante la producción del pozo, en los contactos del cemento con el revestimiento y con la roca, la probabilidad disminuye. Para analizar esto último con mayor certeza, se graficó los valores de τ_{oct} vs $\sigma_{m,2}$ en la interface revestimiento-cemento (Figura 36) y cemento-formación (Figura 37).

Figura 35

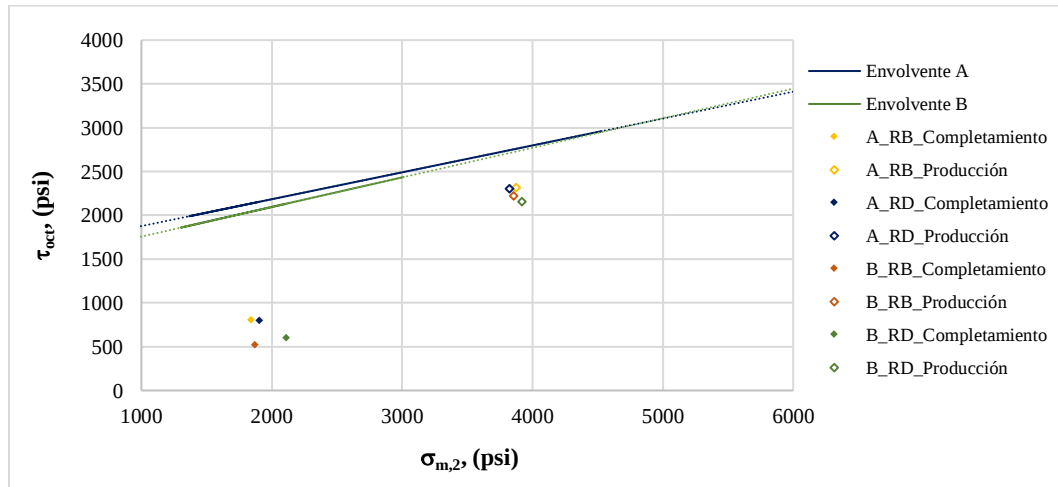
Estudio de la falla de corte a lo largo del radio de dos cementos fraguados frente a formaciones blanda y dura después del completamiento y producción del pozo, en dirección x



La Figura 36 presenta los valores de τ_{oct} vs $\sigma_{m,2}$ en la interface revestimiento-cemento de dos cementos fraguados frente a formaciones blanda y dura, se observa que hay mayor probabilidad de falla por corte en esta región en el cemento con mayor E_c , tanto después del completamiento como durante la producción del pozo, y en general, es más probable que se origine la falla de corte después de completar el pozo.

Figura 36

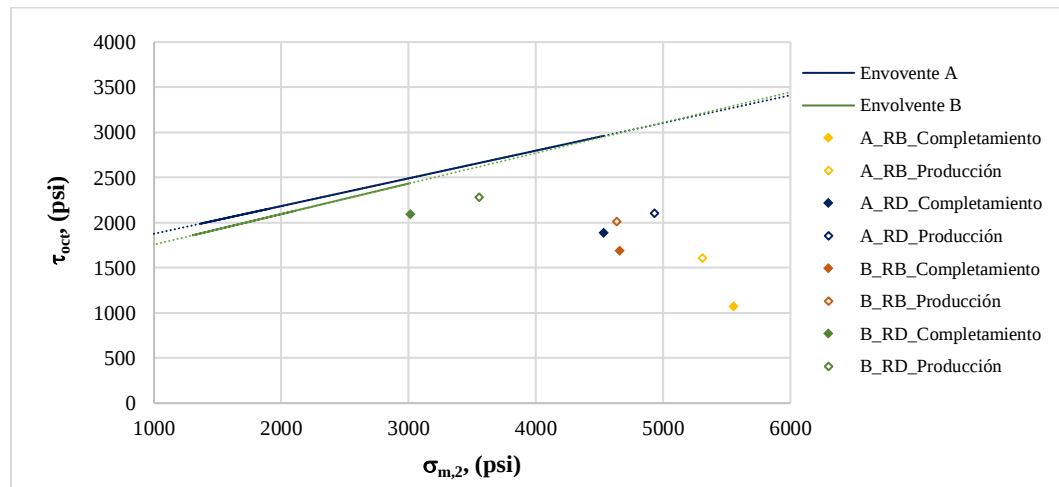
Estudio de la falla de corte en la interface revestimiento-cemento en dos cementos fraguados frente a formaciones blanda y dura después del completamiento y producción del pozo



Por otro lado, es más probable que ocurra la falla de corte en la región del cemento, en la interface cemento-formación, fraguado frente a formaciones duras (Figura 37). En este caso, la probabilidad de que se origine la falla de corte en el cemento, en la interface cemento-formación incrementa a medida que E_c disminuye.

Figura 37

Estudio de la falla de corte en la interface cemento-formación en dos cementos fraguados frente a formaciones blanda y dura después del completamiento y producción del pozo



6.3. Influencia del cambio de temperatura del pozo en la falla mecánica del cemento

Para evaluar el efecto de la temperatura del pozo en el comportamiento mecánico del cemento, dos cementos (A y B) fraguados frente a formaciones duras y blandas fueron sometidos a cinco incrementos de temperatura durante los *steps* de completamiento y producción del pozo. Las Tabla 36 y Tabla 37 presentan los esfuerzos radiales (S11) y tangenciales (S22) máximos obtenidos al final de cada *step*, junto con la deformación plástica equivalente máxima, PEEQ, de los cementos A y B, en su orden. Si el esfuerzo radial es mayor que la resistencia a la desunión del cemento (la resistencia a la desunión de los cementos A y B, son, respectivamente, 372.7 y 449.9 psi) se originará la falla por desunión, por otra parte, si el esfuerzo tangencial es mayor que la resistencia a la tensión uniaxial del cemento (la resistencia a la tensión de los cementos A y B son 449 y 542 psi, respectivamente), el cemento fallará por agrietamiento.

Temperatura, °F	S11 Max., psi	S22 Max., psi	PEEQ Max., %	S11 Max., psi	S22 Max., psi	PEEQ Max., %
140	-2379	32.25	2.182E-02	-4609	-19.64	2.182E-02
167	-2343	40.7	2.913E-02	-4542	1.608	2.913E-02
194	-2192	39.48	3.579E-02	-4472	-1.233	3.579E-02
302	-1636	55.34	6.629E-02	-4177	23.34	6.629E-02
392	-1163	180	1.001E-01	-3757	32.03	1.001E-01
482	-820.9	305	1.284E-01	-3412	77.95	1.284E-01

Los esfuerzos radiales y tangenciales, y la deformación plástica obtenidos en el cemento B frente a formaciones blanda y dura durante el completamiento y la producción del pozo (Tabla 37), siguen las mismas tendencias de los resultados obtenidos en el cemento A, con magnitudes más bajas; los esfuerzos radiales son compresivos frente a las dos formaciones, y disminuyen a medida que aumenta la temperatura, hay más probabilidad que ocurra la falla del cemento por desunión a medida que aumenta la temperatura, durante el completamiento del pozo y frente a la roca dura; los esfuerzos tangenciales aumentan con la temperatura, siendo más probable que el cemento falle por agrietamiento durante el completamiento del pozo, frente a la formación blanda; la deformación plástica aumenta con cada incremento de temperatura, y es mayor en el cemento fraguado frente a la formación blanda. En este caso, no se originó falla mecánica en el cemento por desunión o por agrietamiento.

Tabla 37

Esfuerzos radiales, tangenciales y deformación plástica equivalente obtenidos en el cemento B fraguado frente a formaciones blandas y dura, durante el completamiento y producción, variando la temperatura del pozo

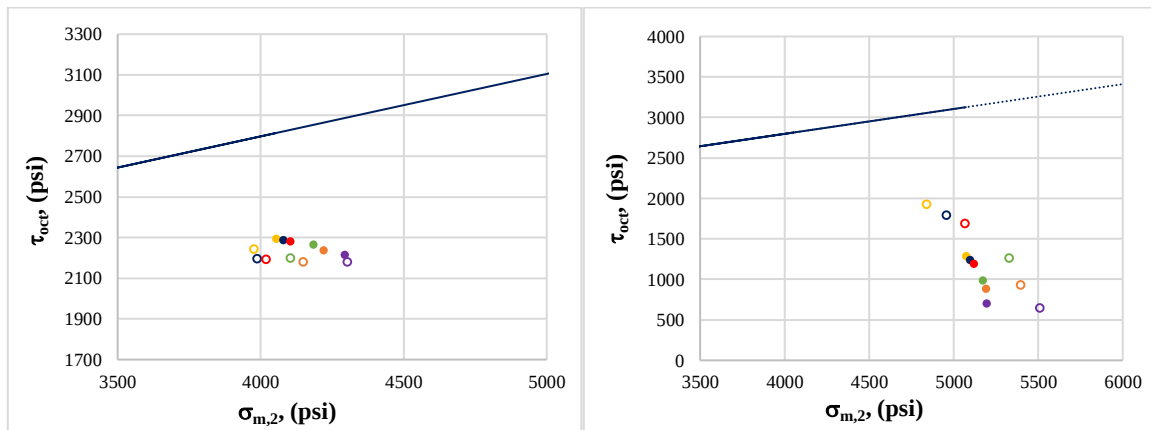
Cemento B						
Formación Blanda						
Completamiento				Producción		
Temperatura, °F	S11 Max., psi	S22 Max., psi	PEEQ Max., %	S11 Max., psi	S22 Max., psi	PEEQ Max., %
140	-2089	52.96	4.968E-02	-4273	9.417	4.968E-02
167	-2116	51.46	5.605E-02	-4234	11.36	5.605E-02
194	-2035	56.75	6.510E-02	-4187	19.13	6.510E-02
302	-2014	65.54	9.355E-02	-4013	29.35	9.355E-02
392	-1847	71.89	1.198E-01	-3885	34.53	1.198E-01
482	-1644	128.3	1.463E-01	-3768	80.81	1.463E-01
Formación Dura						
Temperatura, °F	S11 Max., psi	S22 Max., psi	PEEQ Max., %	S11 Max., psi	S22 Max., psi	PEEQ Max., %
140	-2017	-94.04	2.605E-02	-4417	-15.36	2.605E-02
167	-2002	-1.285	2.767E-02	-4398	-13.47	2.767E-02
194	-1974	1.543	2.968E-02	-4373	-12	2.968E-02
302	-1899	15.88	4.688E-02	-4246	-2.8	4.688E-02
392	-1874	25.11	7.330E-02	-4093	-1.141	7.330E-02
482	-1613	48.38	9.754E-02	-4011	19.03	9.754E-02

Adicionalmente, se investigó el efecto del cambio de temperatura del pozo en la falla mecánica de corte y de tensión del cemento. La Figura 38 compara los valores de τ_{oct} vs $\sigma_{m,2}$ en las interfaces revestimiento-cemento (izq.) y cemento-formación (der.) del cemento A fraguado frente a formaciones blanda y dura durante la producción, según cambia la temperatura del pozo. En la interface revestimiento cemento (Figura 38, izq.), los valores se alejan de la envolvente a medida que aumenta la temperatura del pozo, por lo tanto, la probabilidad de falla de corte disminuye. La probabilidad de falla de corte en la interface revestimiento-cemento es más alta en

el cemento fraguado frente a la roca blanda, que frente a la roca dura. Por otro lado, el efecto de la temperatura en la interface cemento-formación (Figura 38, der.), es similar a la tendencia anterior; la probabilidad de falla de corte disminuye a medida que aumenta la temperatura, pero en este caso, la probabilidad de falla es más alta en el cemento fraguado frente a la formación dura, que, frente a la formación blanda.

Figura 38

Efecto del cambio de temperatura del pozo en la falla de corte del cemento A en las interfaces revestimiento-cemento (izq.) y cemento-formación (der.)

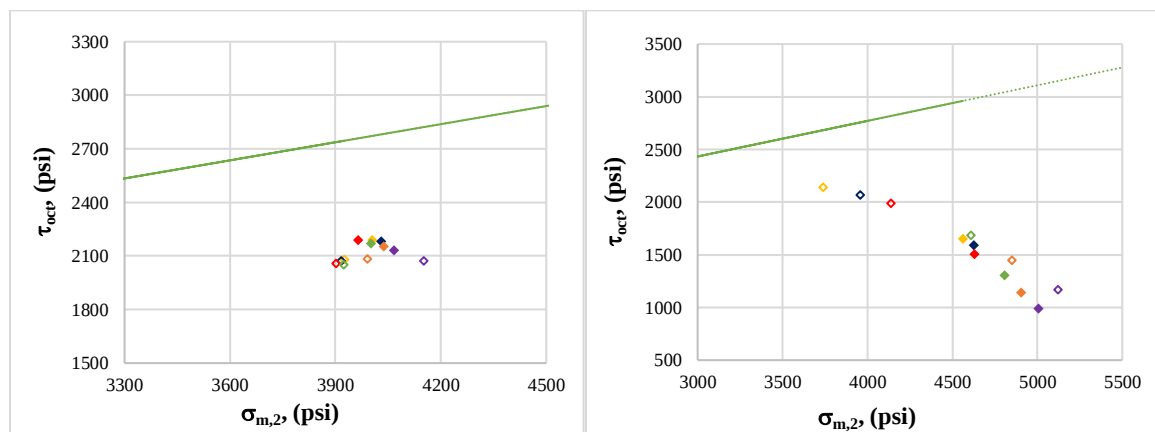


Nota. La figura 38 presenta los valores del esfuerzo octaédrico vs esfuerzo medio del cemento A en su contacto con el revestimiento (izq.) y con la formación (der.), según cambia la temperatura del pozo durante la producción, donde RB y RD, significan roca blanda y roca dura, respectivamente, esto es, los círculos rellenos y huecos corresponden a los resultados obtenidos en el cemento A fraguado frente a la roca blanda y dura, en su orden : — Envolvente de falla del cemento A, ● RB 140 °F, ● RB 167 °F, ● RB 194 °F, ● RB 302 °F, ● RB 392 °F, ● RB 482 °F. ○ RD 140 °F, ○ RD 167 °F, ○ RD 194 °F, ○ RD 302 °F, ○ RD 392 °F, ○ RD 482 °F.

La Figura 39 presenta los valores de τ_{oct} vs $\sigma_{m,2}$ en las interfaces revestimiento-cemento (izq.) y cemento formación (der.) del cemento B fraguado frente a formaciones blanda y dura durante la producción, según cambia la temperatura del pozo. El efecto de la temperatura del pozo en la interface revestimiento-cemento en el cemento B (Figura 39, izq.) sigue la misma tendencia que en el cemento A; la probabilidad de falla de corte disminuye con la temperatura y es mayor en el cemento fraguado frente a la formación blanda. De manera similar, el efecto de la temperatura en la interface cemento-formación en el cemento B (Figura 39, der.) sigue la misma tendencia que el cemento A; la probabilidad de falla de corte es más alta en el cemento fraguado frente a la formación dura, que frente a la formación blanda, y en ambos casos, la probabilidad disminuye a medida que aumenta la temperatura.

Figura 39

Efecto del cambio de temperatura del pozo en la falla de corte del cemento B en la interface revestimiento-cemento (izq.) y cemento-formación (der.)



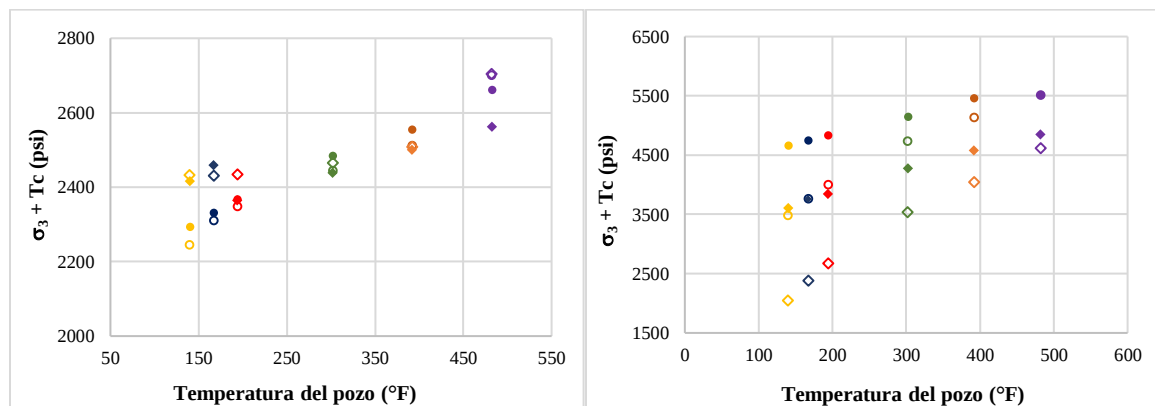
Nota. La figura 39 presenta los valores del esfuerzo octaédrico vs esfuerzo medio del cemento B en su contacto con el revestimiento (izq.) y con la formación (der.), según cambia la temperatura del pozo durante la producción, donde RB y RD, significan roca blanda y roca dura,

respectivamente, esto es, los rombos rellenos y huecos corresponden a los resultados obtenidos en el cemento B fraguado frente a la roca blanda y dura, en su orden: — Envolvente de falla del cemento B, ◆ RB 140 °F, ◆ RB 167 °F, ◆ RB 194 °F, ◆ RB 302 °F, ◆ RB 392 °F, ◆ RB 482 °F. ◆ RD 140 °F, ◆ RD 167 °F, ◆ RD 194 °F, ◆ RD 302 °F, ◆ RD 392 °F, ◆ RD 482 °F

La Figura 40 compara el efecto de la temperatura del pozo en la falla mecánica de tensión de los cementos A y B en sus contactos con el revestimiento (izq.) y con la formación (der.) durante la producción. La probabilidad de falla de tensión a bajas temperaturas es mayor en el cemento, y mayor en el cemento B a altas temperaturas (Figura 40, izq.), y, en ambos casos, la probabilidad disminuye con la temperatura. Por otro lado, la probabilidad de falla de tensión en el cemento en su contacto con la roca es más alta en los cementos fraguados frente a la formación dura (Figura 40, der.), y, en ambos casos disminuye con la temperatura. También se presenta con claridad que hay mayor probabilidad de falla por tensión en el cemento B.

Figura 40

Efecto del cambio de temperatura del pozo en la falla de tensión del cemento en las interfaces revestimiento-cemento (izq.) y cemento-formación (der.)



Nota. En La Figura 40 A, B, RB y RD, hacen referencia a los cementos A y B, y a las rocas blanda y dura, en su orden. Los círculos rellenos y huecos corresponden a los resultados obtenidos en el

cimento A fraguados frente a la roca blanda y dura, respectivamente. Los rombos rellenos y huecos corresponden a los resultados obtenidos en el cemento B, fraguado frente a la roca blanda y dura, en su orden. A [● RB T1, ● RB T2, ● RB T3, ● RB T4, ● RB T5, ● RB T6], A [○ RD T1, ○ RD T2, ○ RD T3, ○ RD T4, ○ RD T5, ○ RD T6], B [◆ RB T1, ◆ RB T2, ◆ RB T3, ◆ RB T4, ◆ RB T5, ◆ RB T6], B [◇ RD T1, ◇ RD T2, ◇ RD T3, ◇ RD T4, ◇ RD T5, ◇ RD T6], donde T1: 140 °F, T2: 167 °F, T3: 194 °F, T4: 302 °F, T5: 392 °F, T6: 482 °F.

6.4. Influencia del cambio de temperatura de la formación en la falla mecánica del cemento

La Tabla 38 y Tabla 39 presentan los S11 y S22 máximos obtenidos al final de cada *step* junto con la PEEQ de los cementos A y B, en su orden, por cada incremento de temperatura de la formación.

La Tabla 38 contiene los valores de esfuerzos y deformación obtenidos en el cemento A fraguado frente a formaciones blanda y dura, durante los *steps* de completamiento y producción del pozo, por cada incremento de temperatura en la formación. Se observa que, frente a la formación blanda los esfuerzos radiales, tanto durante el completamiento como en la producción del pozo, son compresivos, decrecen a medida que aumenta la temperatura y son mayores durante la producción, por el contrario, los esfuerzos tangenciales aumentan con la temperatura, y son mayores durante el completamiento, originando el agrietamiento parcial del cemento en el último incremento de temperatura. La PEEQ aumenta con la temperatura, es mayor en el cemento fraguado frente a la formación blanda y no se origina deformación plástica durante la producción del pozo en ninguno de los casos. Los resultados obtenidos en el cemento A fraguado frente a la formación dura siguen las mismas tendencias que los resultados obtenidos frente a la formación

blanda, pero las magnitudes son más pequeñas, y en ninguno de los incrementos de temperatura de la formación el cemento falla por desunión o por agrietamiento.

Tabla 38

Esfuerzos radiales, tangenciales y deformación plástica equivalente obtenidos en el cemento A fraguado frente a formaciones blandas y dura, durante el completamiento y producción, variando la temperatura de la formación

Cemento A						
Formación Blanda						
Temperatura, °F	Completamiento			Producción		
	S11 Max., psi	S22 Max., psi	PEEQ Max., %	S11 Max., psi	S22 Max., psi	PEEQ Max., %
167	-2164	248.9	8.410E-02	-4286	167.1	8.410E-02
203	-2205	227	8.531E-02	-4293	178.6	8.531E-02
302	-2312	278	8.921E-02	-4317	213.5	8.921E-02
392	-2423	333	9.333E-02	-4331	269	9.333E-02
572	-2649	459.8	1.038E-01	-4349	382.3	1.038E-01
Formación Dura						
Temperatura, °F	S11 Max., psi	S22 Max., psi	PEEQ Max., %	S11 Max., psi	S22 Max., psi	PEEQ Max., %
167	-2343	40.7	2.913E-02	-4542	1.608	2.913E-02
203	-2371	44.42	2.960E-02	-4557	3.215	2.960E-02
302	-2450	49.85	3.121E-02	-4612	7.713	3.121E-02
392	-2506	51.79	3.323E-02	-4663	16.06	3.323E-02
572	-2510	73.53	3.776E-02	-4650	32.53	3.776E-02

Los esfuerzos radiales y tangenciales, y la deformación plástica obtenidos en el cemento B frente a formaciones blanda y dura durante el completamiento y la producción del pozo por cada incremento de temperatura de la formación (Tabla 39), siguen las mismas tendencias de los resultados obtenidos en el cemento A, pero con magnitudes más bajas; los esfuerzos radiales son compresivos frente a las dos formaciones, y, en general, disminuyen a medida que aumenta la temperatura, hay más probabilidad que ocurra la falla del cemento por desunión a medida que

aumenta la temperatura, durante el completamiento del pozo y frente a la roca dura; los esfuerzos tangenciales aumentan con la temperatura, siendo más probable que el cemento falle por agrietamiento durante el completamiento del pozo, frente a la formación blanda, no obstante, en ninguno de los casos en ambos *steps* hubo riesgo de agrietamiento radial; la deformación plástica aumenta con cada incremento de temperatura de la formación, y es mayor en el cemento fraguado frente a la formación blanda. En este caso, no se originó falla mecánica en el cemento por desunión o por agrietamiento.

Tabla 39

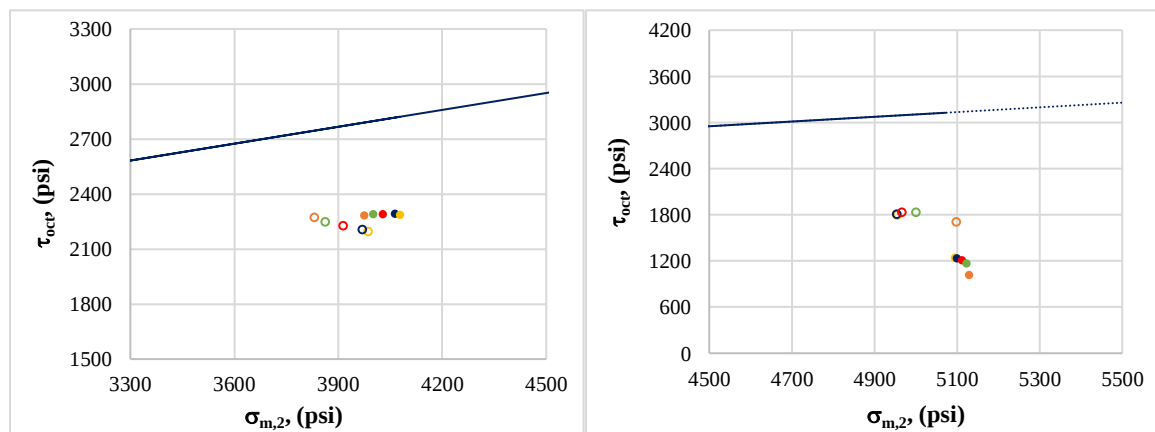
Esfuerzos radiales, tangenciales y deformación plástica equivalente obtenidos en el cemento B fraguado frente a formaciones blandas y dura, durante el completamiento y producción, variando la temperatura de la formación

Cemento B						
Formación Blanda						
Temperatura, °F	Completamiento			Producción		
	S11 Max., psi	S22 Max., psi	PEEQ Max., %	S11 Max., psi	S22 Max., psi	PEEQ Max., %
167	-2116	51.46	5.605E-02	-4234	11.36	5.605E-02
203	-2130	53.25	5.643E-02	-4241	10.32	5.643E-02
302	-2043	59.78	6.002E-02	-4253	22.62	6.002E-02
392	-2120	57.37	5.921E-02	-4272	13.7	5.921E-02
572	-2117	67.64	6.273E-02	-4277	26.59	6.273E-02
Formación Dura						
Temperatura, °F	S11 Max., psi	S22 Max., psi	PEEQ Max., %	S11 Max., psi	S22 Max., psi	PEEQ Max., %
167	-2002	-1.285	2.767E-02	-4398	-13.47	2.767E-02
203	-2011	-74.28	2.692E-02	-4409	-13.83	2.692E-02
302	-2035	1.121	2.499E-02	-4439	-15.01	2.499E-02
392	-2056	3.763	2.345E-02	-4466	-13.71	2.345E-02
572	-2120	9.314	2.006E-02	-4502	-3.312	2.006E-02

La Figura 41 compara los valores de τ_{oct} vs $\sigma_{m,2}$ en las interfaces revestimiento-cemento (izq.) y cemento-formación (der.) del cemento A fraguado frente a formaciones blanda y dura durante la producción del pozo, según cambia la temperatura de la formación. Los valores se acercan a la envolvente de falla a medida que aumenta la temperatura del pozo en el cemento fraguado frente a la formación dura, y disminuyen con la temperatura en el cemento fraguado frente a la formación blanda (Figura 41, izq.). En general, la probabilidad de falla es mayor en el cemento fraguado frente a la formación blanda. Por otro lado, la probabilidad de falla de corte en la interface cemento-formación disminuye con el aumento de temperatura en el cemento fraguando frente a formaciones blanda y dura durante la producción del pozo (Figura 41, der.), y es más alta en el cemento fraguado frente a la formación dura, que frente a la formación blanda.

Figura 41

Efecto del cambio de temperatura de la formación en la falla de corte del cemento A en las interfaces revestimiento-cemento (izq.) y cemento-formación (der.)



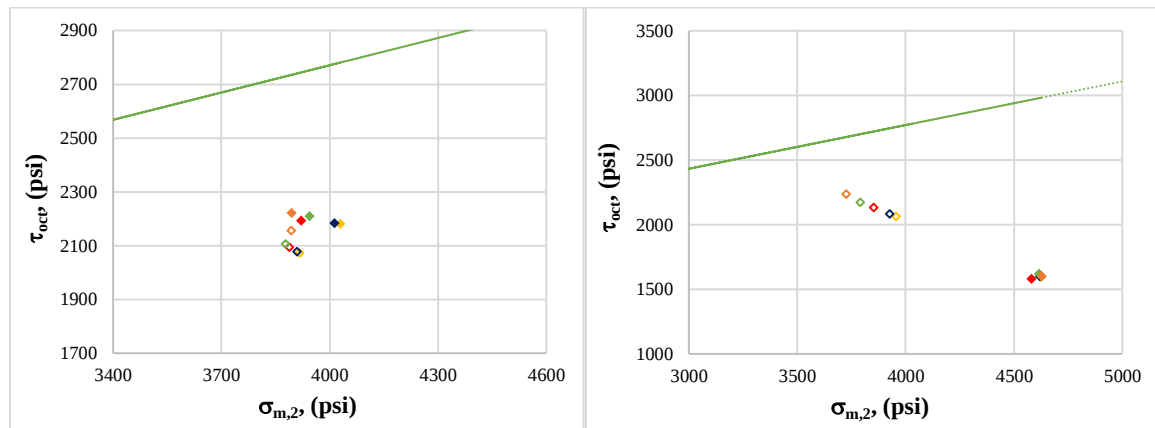
Nota. La Figura 41 presenta los valores del esfuerzo octaédrico vs esfuerzo medio del cemento A en su contacto con el revestimiento (izq.) y con la formación (der.), según cambia la temperatura de la roca durante la producción, donde RB y RD, significan roca blanda y roca dura,

respectivamente, esto es, los círculos rellenos y huecos corresponden a los resultados obtenidos en el cemento A fraguado frente a la roca blanda y dura, en su orden : — Envolverte de falla del cemento A, ● RB 167 °F, ● RB 203 °F, ● RB 302 °F, ● RB 392 °F, ● RB 572 °F. ○ RD 167 °F, ○ RD 203 °F, ○ RD 302 °F, ○ RD 392 °F, ○ RD 572 °F.

La Figura 42 presenta los valores de τ_{oct} vs $\sigma_{m,2}$ en las interfaces revestimiento-cemento (izq.) y cemento-formación (der.) del cemento B fraguado frente a formaciones blanda y dura durante la producción del pozo, según cambia la temperatura de la formación. El efecto de la temperatura de la formación en la interface revestimiento-cemento en el cemento B sigue la misma tendencia que en el cemento A; la probabilidad de falla de corte, en general, aumenta con la temperatura y es mayor en el cemento fraguado frente a la formación blanda (Figura 42, izq.). En la (Figura 42, der.) claramente, la probabilidad de falla de corte en la interface cemento-formación aumenta con la temperatura en el cemento fraguando frente a la formación dura. El efecto de la temperatura de la formación en la interface cemento-formación no es tan evidente. En este caso, la probabilidad de falla de corte es más alta en el cemento fraguado frente a la formación dura, que frente a la formación blanda.

Figura 42

Efecto del cambio de temperatura de la formación en la falla de corte del cemento B en la interface revestimiento-cemento (izq.) y cemento-formación (der.)



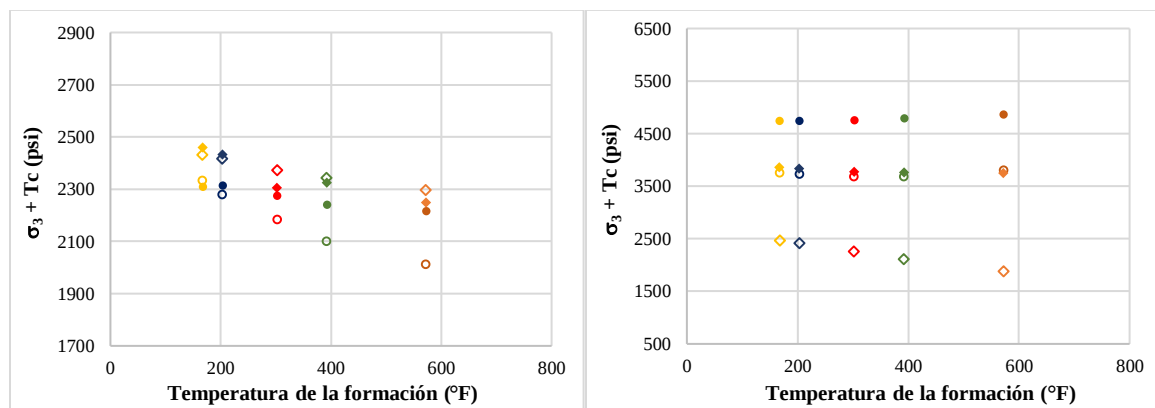
Nota. La Figura 42 presenta los valores del esfuerzo octaédrico vs esfuerzo medio del cemento B en su contacto con el revestimiento (izq.) y con la formación (der.), según cambia la temperatura de la roca durante la producción, donde RB y RD, significan roca blanda y roca dura, respectivamente, esto es, los rombos rellenos y huecos corresponden a los resultados obtenidos en el cemento B fraguado frente a la roca blanda y dura, en su orden: — Envolvente de falla del cemento B, ◆ RB 167 °F, ◆ RB 203 °F, ◆ RB 302°F, ◆ RB 392 °F, ◆ RB 572 °F. ◆ RD 167 °F, ◆ RD 203 °F, ◆ RD 302 °F, ◆ RD 392 °F, ◆ RD 572 °F.

La Figura 43 compara el efecto de la temperatura de la formación en la falla mecánica de tensión de los cementos A y B, fraguados frente a formaciones blanda y dura, en sus contactos con el revestimiento (izq.) y con la formación (der.) durante la producción del pozo. En la interface revestimiento-cemento, la probabilidad de falla de tensión es mayor en el cemento A, y, todos los casos, disminuye con el aumento de temperatura (Figura 43, izq.). De manera similar, en la interface cemento-formación, la probabilidad de falla de tensión en el cemento A, disminuye

suavemente a medida que la temperatura aumenta, tanto fraguado frente a la roca blanda como frente a la roca dura, y es mayor en este último caso, mientras la probabilidad de falla de tensión en el cemento B fraguado frente a la roca blanda es aproximadamente la misma con el cambio de temperatura, y aumenta ligeramente fraguado frente a la roca dura (Figura 43, der.).

Figura 43

Efecto del cambio de temperatura de la formación en la falla de tensión del cemento en las interfaces revestimiento-cemento (izq.) y cemento-formación (der.)



Nota. En la Figura 43 A, B, RB y RD, hacen referencia a los cementos A y B, y a las rocas blanda y dura, en su orden. Los círculos rellenos y huecos corresponden a los resultados obtenidos en el cemento A fraguados frente a la roca blanda y dura, respectivamente. Los rombos rellenos y huecos corresponden a los resultados obtenidos en el cemento B, fraguado frente a la roca blanda y dura, en su orden. A [● RB T1, ● RB T2, ● RB T3, ● RB T4, ● RB T5], A [○ RD T1, ○ RD T2, ○ RD T3, ○ RD T4, ○ RD T5], B [◆ RB T1, ◆ RB T2, ◆ RB T3, ◆ RB T4, ◆ RB T5], B [◇ RD T1, ◇ RD T2, ◇ RD T3, ◇ RD T4, ◇ RD T5], donde T1: 167 °F, T2: 203 °F, T3: 302 °F, T4: 392 °F, T5: 572 °F.

6.5. Influencia del cambio de presión del pozo en la falla mecánica del cemento

La Tabla 40 contiene los valores de esfuerzos radiales, S_{11} , y tangenciales, S_{22} , y deformación plástica, $PEEQ$, obtenidos en los cementos A y B fraguados frente a formaciones blanda y dura, durante el *step* de producción, a medida que desciende la presión del pozo. En el cemento A, se observa que, frente a la formación blanda los esfuerzos radiales son de naturaleza compresiva y disminuyen a medida que la presión del pozo decrece, mientras los esfuerzos tangenciales de tensión y la deformación plástica incrementan. Estas mismas tendencias resultan en el cemento fraguado frente a la formación dura, pero, en este caso, los esfuerzos radiales son más altos, y los esfuerzos tangenciales y la deformación plástica equivalente, más bajos, lo que indica que, frente a la formación dura, el cemento tiene menor probabilidad de fallar por desunión, por agrietamiento radial y por deformación plástica que, frente a la formación blanda, según desciende la presión del pozo.

Los resultados obtenidos para el sistema de cemento B fraguado frente a la formación blanda siguen las mismas tendencias que en el cemento A, con las siguientes diferencias: en el cemento B fraguado frente a la formación dura, los esfuerzos radiales son de menor magnitud que frente a la formación blanda, lo que indica que hay mayor probabilidad de falla por desunión, teniendo en cuenta que, si la presión es aún menor, estos pueden llegar a ser esfuerzos radiales de tensión, superar la resistencia a la desunión del cemento y originar su falla. La deformación plástica se mantiene constante con cada decremento de presión y es menor que en el cemento B fraguado frente a la roca blanda, lo que significa menor probabilidad de falla por deformación plástica.

Tabla 40

Esfuerzos radiales, tangenciales y deformación plástica equivalente obtenidos los cementos A y B fraguados frente a formaciones blandas y dura variando la presión del pozo durante la producción

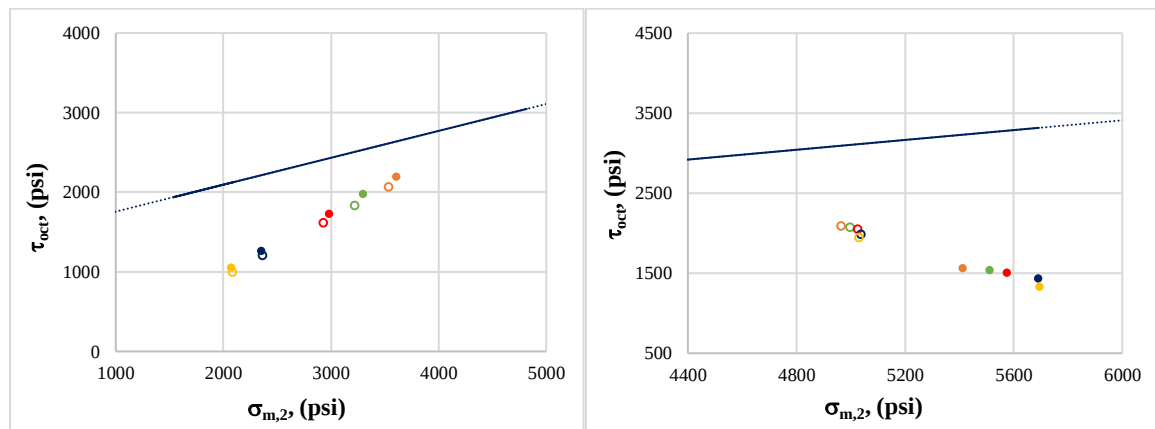
Cemento A						
Presión, psi	Formación Blanda			Formación Dura		
	S11 Max., psi	S22 Max., psi	PEEQ Max., %	S11 Max., psi	S22 Max., psi	PEEQ Max., %
4000	-4765	9.747	7.211E-02	-4839	10.88	2.345E-02
3000	-4674	45.8	7.211E-02	-4783	16.39	2.307E-02
2500	-4374	74.02	7.211E-02	-4473	36.87	2.325E-02
2000	-4008	87.47	7.211E-02	-4117	46.54	2.349E-02
1000	-3270	98.72	7.447E-02	-3738	69.7	2.390E-02
500	-2893	110.1	7.758E-02	-2959	79.01	2.428E-02
Cemento B						
Presión, psi	Formación Blanda			Formación Dura		
	S11 Max., psi	S22 Max., psi	PEEQ Max., %	S11 Max., psi	S22 Max., psi	PEEQ Max., %
4000	-4523	11.12	4.331E-02	-4585	4.15	2.552E-02
3000	-4384	19.15	4.331E-02	-4364	10.66	1.981E-02
2500	-4133	31.78	4.355E-02	-4153	12.79	1.981E-02
2000	-3740	41	4.420E-02	-3629	10.38	1.981E-02
1000	-2941	54.54	4.712E-02	-2880	9.102	1.981E-02
500	-2513	64.57	4.949E-02	-2472	12.03	1.981E-02

La Figura 44 compara los valores de τ_{oct} vs $\sigma_{m,2}$ en la interface revestimiento-cemento (izq.) y cemento-formación (der.) del cemento A fraguado frente a formaciones blanda y dura durante la producción, según cambia la presión del pozo. Los valores se alejan de la envolvente de falla según descende la presión tanto para el cemento fraguado frente a la formación blanda como frente a la formación dura, lo que indica que, a medida que la presión del pozo se hace menor, disminuye la probabilidad de falla de corte del cemento en su contacto con el revestimiento (Figura 44, izq.). De manera similar, la probabilidad de falla de corte en el cemento, en su contacto con la formación, disminuye a medida que descende la presión del pozo tanto en el cemento fraguado

frente a la formación blanda como frente a la formación dura (Figura 44, der.), siendo más alta la probabilidad de falla en este último caso.

Figura 44

Efecto del cambio de presión del pozo en la falla de corte del cemento A en las interfaces revestimiento-cemento (izq.) y cemento-formación (der.)



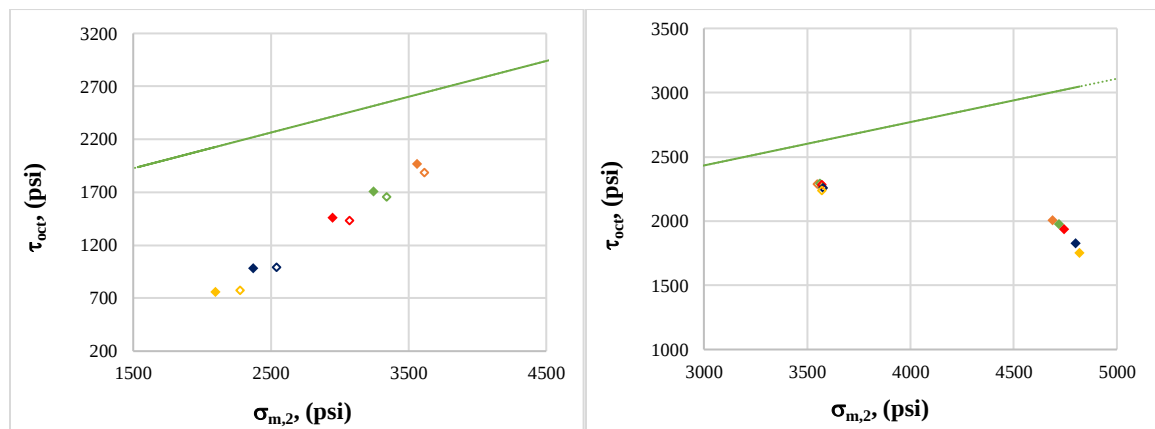
Nota. La Figura 44 presenta los valores del esfuerzo octaédrico vs esfuerzo medio del cemento A en su contacto con el revestimiento (izq.) y con la formación (der.), según cambia la presión del pozo durante la producción, donde RB y RD, significan roca blanda y roca dura, respectivamente, esto es, los círculos rellenos y huecos corresponden a los resultados obtenidos en el cemento A fraguado frente a la roca blanda y dura, en su orden : — Envolvente de falla del cemento A, ● RB 3000 psi, ● RB 2500 psi, ● RB 2000 psi, ● RB 1000 psi, ● RB 500 psi. ○ RD 3000 psi, ○ RD 2500 psi, ○ RD 2000 psi, ○ RD 1000 psi, ○ RD 500 psi.

La Figura 45 presenta los valores de τ_{oct} vs $\sigma_{m,2}$ en las interfaces revestimiento-cemento (izq.) y cemento-formación (der.) del cemento B fraguado frente a formaciones blanda y dura durante la producción, según cambia la presión del pozo. El efecto de la presión del pozo sobre el cemento B, en su contacto con el revestimiento, sigue la misma tendencia que en el cemento A

(Figura 45, izq.); la probabilidad de falla de corte disminuye a medida que la presión del pozo desciende, y es mayor en el cemento fraguado frente a la roca blanda. El efecto del cambio de presión del pozo en la interface cemento-formación en el cemento fraguado frente a la formación dura no es tan evidente, mientras que, claramente la probabilidad de falla de corte en la interface cemento-formación en el cemento fraguado frente a la formación blanda disminuye a medida que desciende la presión del pozo y es más alta que frente a la formación blanda (Figura 45, der.).

Figura 45

Efecto del cambio de la presión del pozo en la falla de corte del cemento B en las interfaces revestimiento-cemento (izq.) y cemento-formación (der.)

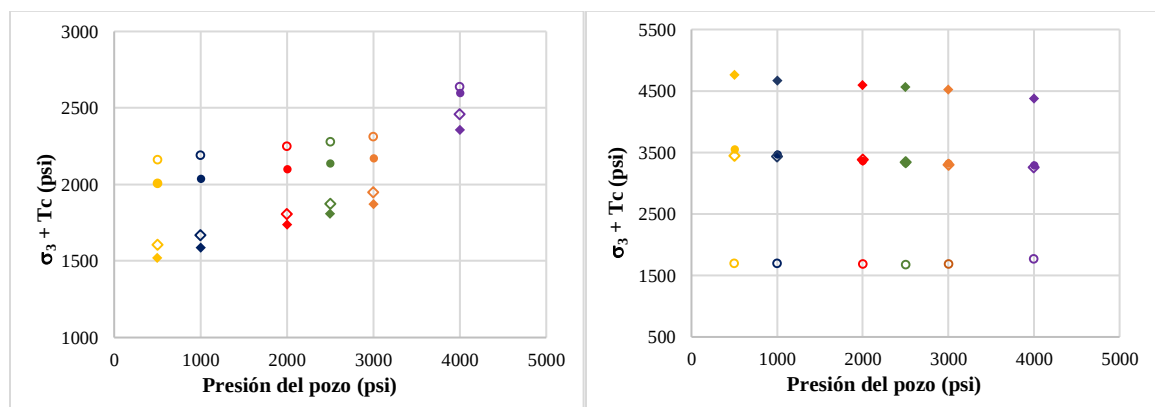


Nota. La Figura 45 presenta los valores del esfuerzo octaédrico vs esfuerzo medio del cemento B en su contacto con el revestimiento (izq.) y con la formación (der.), según cambia la presión del pozo durante la producción, donde RB y RD, significan roca blanda y roca dura, respectivamente, esto es, los rombos rellenos y huecos corresponden a los resultados obtenidos en el cemento B fraguado frente a la roca blanda y dura, en su orden: — Envolvente de falla del cemento B, ♦ RB 3000 psi, ♦ RB 2500 psi, ♦ RB 2000 psi, ♦ RB 1000 psi, ♦ RB 500 psi. ♦ RD 3000 psi, ♦ RD 2500 psi, ♦ RD 2000 psi, ♦ RD 1000 psi, ♦ RD 500 psi.

La Figura 46 compara el efecto de la presión del pozo en la falla mecánica de tensión de los cementos A y B, fraguados frente a formaciones blanda y dura, en sus contactos con el revestimiento (izq.) y con la roca (der.) durante la producción del pozo. La probabilidad de falla de tensión es mayor en los cementos A y B fraguados frente a formaciones blandas, y, en todos los casos, aumenta a medida que disminuye la presión del pozo. La probabilidad de falla de tensión en la interface revestimiento-cemento, es mayor en el cemento B que en el cemento A (Figura 46, izq.). Por otro lado, la probabilidad de falla en ambos sistemas de cemento disminuye levemente a medida que desciende la presión del pozo, es más alta para los cementos fraguados frente a formaciones duras y hay mayor probabilidad de falla en el cemento A que en el B (Figura 46, der.).

Figura 46

Efecto del cambio de presión del pozo en la falla de tensión del cemento en las interfaces revestimiento-cemento (izq.) y cemento-formación (der.)



Nota. En la Figura 46 A, B, RB y RD, hacen referencia a los cementos A y B, y a las rocas blanda y dura, en su orden. Los círculos rellenos y huecos corresponden a los resultados obtenidos en el cemento A fraguados frente a la roca blanda y dura, respectivamente. Los rombos rellenos y huecos corresponden a los resultados obtenidos en el cemento B, fraguado frente a la roca blanda y dura, en su orden. A [● RB P1, ● RB P2, ● RB P3, ● RB P4, ● RB P5, ● RB P6], A [○ RD P1, ○ RD P2,

○ RD P3, ○ RD P4, ○ RD P5, ○ RD P6], B [◆ RB P1, ◆ RB P2, ◆ RB P3, ◆ RB P4, ◆ RB P5, ◆ RD P6], B [◆ RD P1, ◆ RD P2, ◆ RD P3, ◆ RD P4, ◆ RD P5, ◆ RD P6], donde P1: 500 psi, P2: 1000 psi, P3: 2000 psi, P4: 2500 psi, P5: 3000 psi, P6: 4000 psi.

6.6. Influencia del cambio de presión de poro en la falla mecánica del cemento

La Tabla 41 contiene los valores de esfuerzos radiales, S_{11} , tangenciales, S_{22} , y la deformación plástica, PEEQ, obtenidos en los cementos A y B fraguados frente a formaciones blanda y dura, durante el *step* de producción del pozo, a medida que desciende la presión poro. En el cemento A, los resultados obtenidos conforme decrecen la presión de poro, sigue las mismas tendencias que al disminuir presión del pozo; frente a la formación blanda los esfuerzos radiales son de naturaleza compresiva y disminuyen a medida que la presión del pozo desciende, mientras los esfuerzos tangenciales de tensión y la deformación plástica aumentan. Esta misma propensión resulta en el cemento fraguado frente a la formación dura, con las diferencias de magnitud; los esfuerzos radiales son más altos, y los esfuerzos tangenciales y la deformación plástica equivalente, más bajos, lo que indica que, frente a la formación dura, el cemento tiene menor probabilidad de fallar por desunión, por agrietamiento radial y por deformación plástica que frente a la formación blanda, a medida que desciende la presión de poro.

Por otro lado, los esfuerzos radiales y tangenciales obtenidos en el cemento fraguado frente a la formación blanda no siguen una tendencia monótona, como si lo hacen en el cemento fraguado frente a la formación dura, los cuales disminuyen conforme lo hace la presión de poro. La deformación plástica equivalente disminuye a medida que la presión de poro decrece, y es mayor en el cemento fraguado frente a la formación blanda.

Tabla 41

Esfuerzos radiales, tangenciales y deformación plástica equivalente obtenidos en los cementos A y B fraguados frente a formaciones blandas y dura variando la presión de poro durante la producción

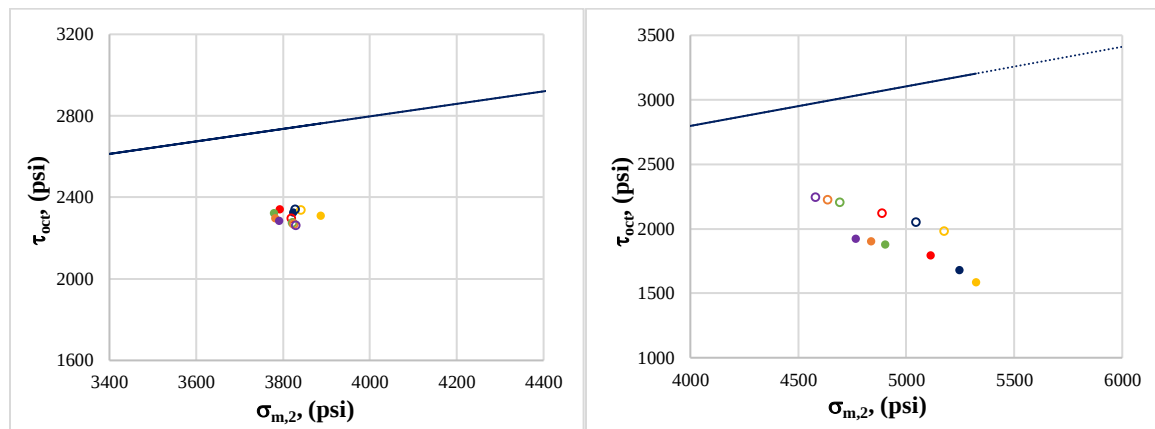
Cemento A						
Presión, psi	Formación Blanda			Formación Dura		
	S11 Max., psi	S22 Max., psi	PEEQ Max., %	S11 Max., psi	S22 Max., psi	PEEQ Max., %
8000	-4754	29.75	7.496E-02	-4806	-9.811	3.029E-02
6000	-4787	18.21	5.882E-02	-4829	-8.994	2.595E-02
4000	-4829	3.158	4.413E-02	-4851	-7.393	2.206E-02
2000	-4858	-67.45	3.252E-02	-4870	-6.408	1.823E-02
1500	-4868	-1.352	2.969E-02	-4874	-6.343	1.730E-02
1000	-4876	-1.586	2.696E-02	-4878	-6.364	1.639E-02
Cemento B						
Presión, psi	Formación Blanda			Formación Dura		
	S11 Max., psi	S22 Max., psi	PEEQ Max., %	S11 Max., psi	S22 Max., psi	PEEQ Max., %
8000	-4507	-9.52	4.493E-02	-4569	-12.84	2.130E-02
6000	-4482	-8.313	3.484E-02	-4579	-12.38	2.165E-02
4000	-4531	-6.452	2.668E-02	-4590	-10.86	2.006E-02
2000	-4524	-8.859	2.149E-02	-4600	-8.703	2.116E-02
1500	-4527	-9.335	2.099E-02	-4603	-8.681	2.127E-02
1000	-4519	-7.576	2.106E-02	-4606	-9.602	2.119E-02

La Figura 47 compara los valores de τ_{oct} vs $\sigma_{m,2}$ en las interfaces revestimiento-cemento (izq.) y cemento-formación (der.) del cemento A fraguado frente a formaciones blanda y dura durante la producción, a medida que disminuye la presión de poro. Los valores en la interface revestimiento-cemento no cambian significativamente; se alejan levemente de la envolvente en ambos casos, por lo tanto, la probabilidad de falla de corte en el cemento, en su contacto con el revestimiento, disminuye conforme también lo hace la presión de poro (Figura 47, izq.). De manera contraria, la probabilidad de falla de corte en el cemento en su contacto con la formación, aumenta a medida que disminuye la presión poro, tanto en el cemento fraguado frente a la formación blanda

como frente a la formación dura (Figura 47, der.), siendo más alta la probabilidad de falla en este último caso.

Figura 47

Efecto del cambio de presión de poro en la falla de corte del cemento A en las interfaces revestimiento-cemento (izq.) y cemento-formación (der.)



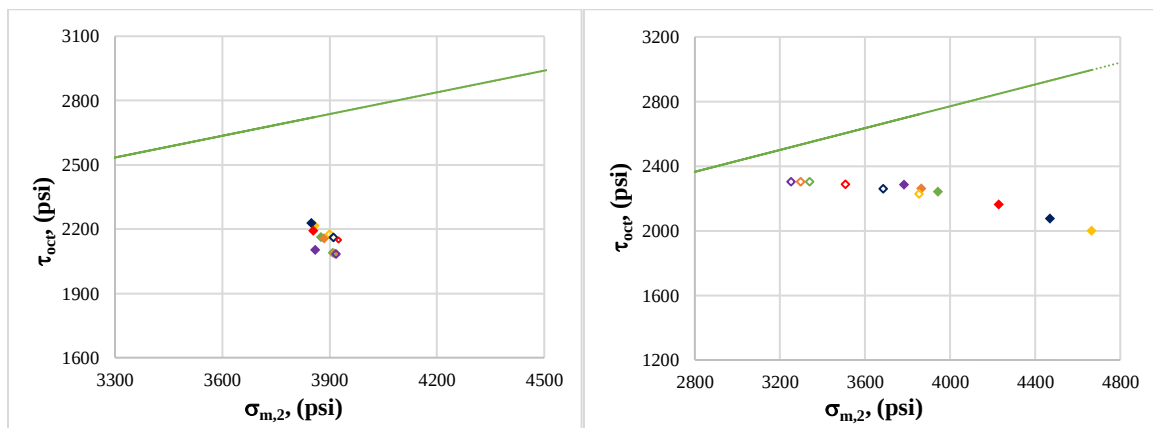
Nota. La Figura 47 presenta los valores del esfuerzo octaédrico vs esfuerzo medio del cemento A en su contacto con el revestimiento (izq.) y con la formación (der.), a medida que cambia la presión de poro durante la producción, donde RB y RD, significan roca blanda y roca dura, respectivamente, esto es, los círculos rellenos y huecos corresponden a los resultados obtenidos en el cemento A fraguado frente a la roca blanda y dura, en su orden : — Envolvente de falla del cemento A, ● RB 8000 psi, ● RB 6000 psi, ● RB 4000 psi, ● RB 2000 psi, ● RB 1500 psi, ● RB 1000 psi. ○ RD 8000 psi, ○ RD 6000 psi, ○ RD 4000 psi, ○ RD 2000 psi, ○ RD 1500 psi, ○ RD 1000 psi.

La Figura 48 presenta los valores de τ_{oct} vs $\sigma_{m,2}$ en las interfaces revestimiento-cemento (izq.) y cemento-formación (der.) del cemento B fraguado frente a formaciones blanda y dura, conforme disminuye la presión de poro durante la producción. En la interface revestimiento-

cimento, los valores se alejan levemente de la envolvente a medida que decrece la presión de poro (Figura 48, izq.), por consiguiente, la probabilidad de falla de corte en el cemento, en su contacto con el revestimiento disminuye a medida que la presión de pozo descende, y es mayor en el cemento fraguado frente a la roca blanda. Por otra parte, en la interface cemento-formación, los valores se acercan monótonamente a la envolvente a medida que disminuye la presión, en ambos casos (Figura 48, der.), es decir, la probabilidad de falla de corte en la interface cemento-formación aumenta conforme decrece la presión de poro tanto en el cemento fraguado frente a la formación blanda como frente a la formación dura, y es más alta en el último caso.

Figura 48

Efecto del cambio de presión de poro en la falla de corte del cemento B en la interface revestimiento-cemento (izq.) y cemento-formación (der.)



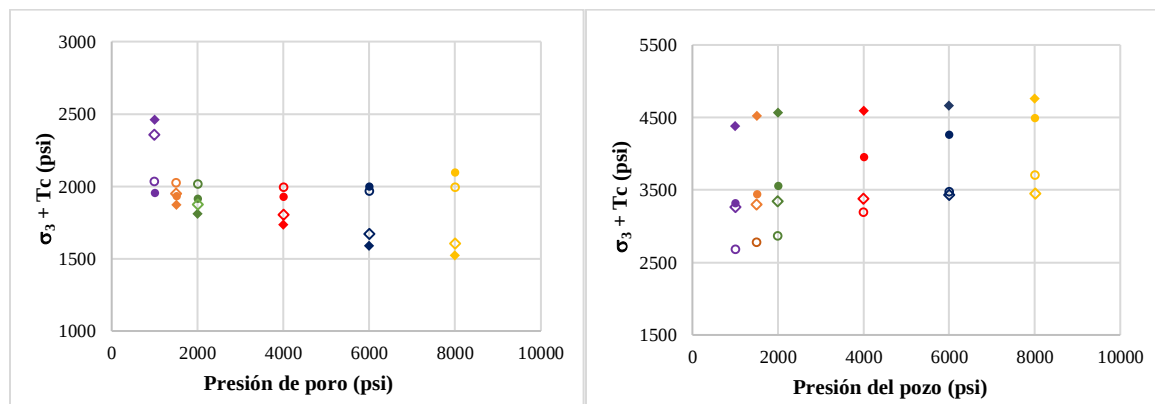
Nota. La Figura 48 presenta los valores del esfuerzo octaédrico vs esfuerzo medio del cemento B en su contacto con el revestimiento (izq.) y con la formación (der.), según cambia la presión del pozo durante la producción, donde RB y RD, significan roca blanda y roca dura, respectivamente, esto es, los rombos rellenos y huecos corresponden a los resultados obtenidos en el cemento B fraguado frente a la roca blanda y dura, en su orden: — Envolvente de falla del cemento B, ♦ RB

8000 psi, ◆ RB 6000 psi, ◆ RB 4000 psi, ◆ RB 2000 psi, ◆ RB 1500 psi, ◆ RB 1000 psi. ◆ RD 8000 psi, ◆ RD 6000 psi, ◆ RD 4000 psi, ◆ RD 2000 psi, ◆ RD 1500 psi, ◆ RD 1000 psi.

La Figura 49 compara el efecto de la presión de poro en la falla mecánica de tensión de los cementos A y B, fraguados frente a formaciones blanda y dura, en sus contactos con el revestimiento (izq.) y con la formación (der.) durante la producción del pozo. En la interface revestimiento-cemento, la probabilidad de falla aumenta a medida que la presión disminuye hasta 4000 psi en el cemento A, después de este valor (presiones más bajas), disminuye (Figura 49, izq.). En el cemento B, la probabilidad de falla disminuye monótonamente conforme decrece la presión de poro. Por otra parte, en la interface cemento-formación, la probabilidad de falla en los dos sistemas de cemento aumenta monótonamente a medida que desciende la presión de poro, y, en ambos casos, es más alta para los cementos fraguados frente a formaciones duras que frente a formaciones blandas (Figura 49, der.).

Figura 49

Efecto del cambio de presión de poro en la falla de tensión del cemento en la interface revestimiento-cemento



Nota. En Figura 49 A, B, RB y RD, hacen referencia a los cementos A y B, y a las rocas blanda y dura, en su orden. Los círculos rellenos y huecos corresponden a los resultados obtenidos en el

cimento A fraguados frente a la roca blanda y dura, respectivamente. Los rombos rellenos y huecos corresponden a los resultados obtenidos en el cemento B, fraguado frente a la roca blanda y dura, en su orden. A [● RB P1, ● RB P2, ● RB P3, ● RB P4, ● RB P5, ● RB P6], A [○ RD P1, ○ RD P2, ○ RD P3, ○ RD P4, ○ RD P5, ○ RD P6], B [◆ RB P1, ◆ RB P2, ◆ RB P3, ◆ RB P4, ◆ RB P5, ◆ RD P6], B [◇ RD P1, ◇ RD P2, ◇ RD P3, ◇ RD P4, ◇ RD P5, ◇ RD P5], donde P1: 8000 psi, P2: 6000 psi, P3: 4000 psi, P4: 2000 psi, P5: 1500 psi, P6: 1000 psi.

La probabilidad de falla de tensión y de corte en las interfaces revestimiento-cemento, y la probabilidad de falla por desunión, agrietamiento radial y deformación plástica, en los dos sistemas de cemento (uno con mayor módulo de Young que el otro -sistema de cemento A-) evaluados con anterioridad, fraguados frente a rocas blandas y duras, conforme cambian las condiciones de presión y temperatura del pozo y de la formación durante la producción, se presenta de manera más práctica en la Tabla 42.

Tabla 42

Riesgo de falla de tensión y de corte en el contacto revestimiento-cemento, y probabilidad de falla por desunión, agrietamiento radial y deformación plástica en dos sistemas de cemento fraguados frente a formaciones dura y blanda

	Falla de tensión	Falla de corte	Falla por desunión	Falla por agrietamiento	Deformación plástica
Aumento de Temperatura del pozo					
A	↓↓	↓↓	↑↑	↑↑	↑↑
B	↓↓	↓↓	↑↑	↑↑	↑↑
Aumento de Temperatura de la roca					
A	↑↑	↑↑	↓↓	↑↑	↑↑
B	↑↑	↑↑	↓↓	↑↑	↑↑
Disminución de Presión de pozo					
A	↑↑	↓↓	↑↑	↑↑	↑↑
B	↑↑	↓↓	↑↑	↑↑	↑↑
Disminución de Presión de poro					

A					
B					

Nota. Las flechas hacia apuntando hacia arriba, indican que la probabilidad aumenta a medida que cambia la variable, y hacia abajo, indica que disminuye la probabilidad. El color rojo está designado para la probabilidad de falla en el cemento fraguado frente a una formación dura (mayor módulo de Young) y el color azul, frente a una formación blanda, con menor módulo de Young. La longitud de la flecha indica la comparación de probabilidad de falla en el cemento fraguado frente a las formaciones dura y blanda, cuanto mayor longitud tiene la flecha, mayor es la probabilidad.

6.7. Influencia de las propiedades mecánicas del cemento en la falla mecánica del cemento

Para estudiar el efecto del módulo de Young y de la relación de Poisson del cemento sobre el comportamiento mecánico del cemento y el aislamiento zonal de la formación, se evaluaron diferentes sistemas de cemento, variando estas propiedades mecánicas, durante la producción del pozo (las demás propiedades, tanto de la roca como del cemento se mantuvieron constantes), frente a dos formaciones blanda y dura (Tabla 43), totalmente saturadas, cuya presión de poro es 6500 psi y 4524 psi, en su orden. Las propiedades térmicas de los materiales se indican en la Tabla 30, y la geometría y cargas del pozo se presentan en la Tabla 27 y Tabla 33, respectivamente.

Tabla 43

Propiedades mecánicas de los materiales

Material	Densidad, ppg	Módulo de Young, psi	Relación de Poisson	Ángulo de fricción, °	Ángulo de dilatación, °	Cohesión, psi	UCS, psi
Cemento	15.6			21	18	1000	3000

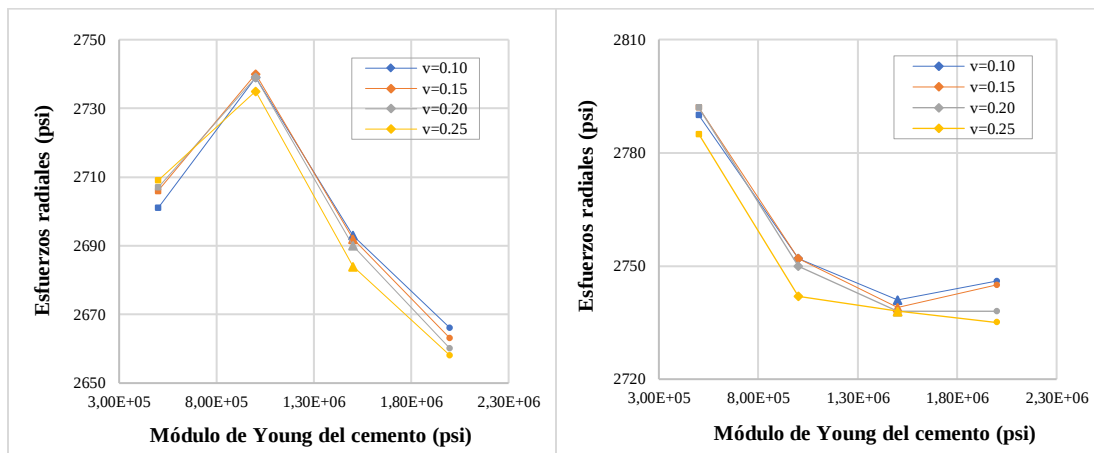
Formación Blanda	15.0	1.03E+06	0.24	36	20	2939	9868
Formación Dura	15.0	8.30E+06	0.25	45	27	5700	31000

Nota. Las propiedades fueron tomadas de Jo, (2008) y Arias, (2013)

La Figura 50 presenta los esfuerzos radiales máximos, σ_{rmax} , obtenidos en cementos fraguados frente a formaciones blanda (izq.) y dura (der.), durante la producción del pozo. Frente a la roca dura, los σ_{rmax} en el cemento son más bajos para ν y E_c mayores. Para ν menores, los σ_{rmax} disminuyen a medida que aumenta el E_c , lo que indica que los cementos con mayor ν y E_c tienen mayor probabilidad de falla por desunión. Estas tendencias también se cumplen para cementos fraguados frente a la formación blanda, pero después de $E_c = 1.0E+06$ psi.

Figura 50

Esfuerzos radiales máximos obtenidos en sistemas de cemento con diferente módulo de Young y relación de Poisson, fraguados frente a formaciones blanda (izq.) y dura (der.), durante la producción del pozo



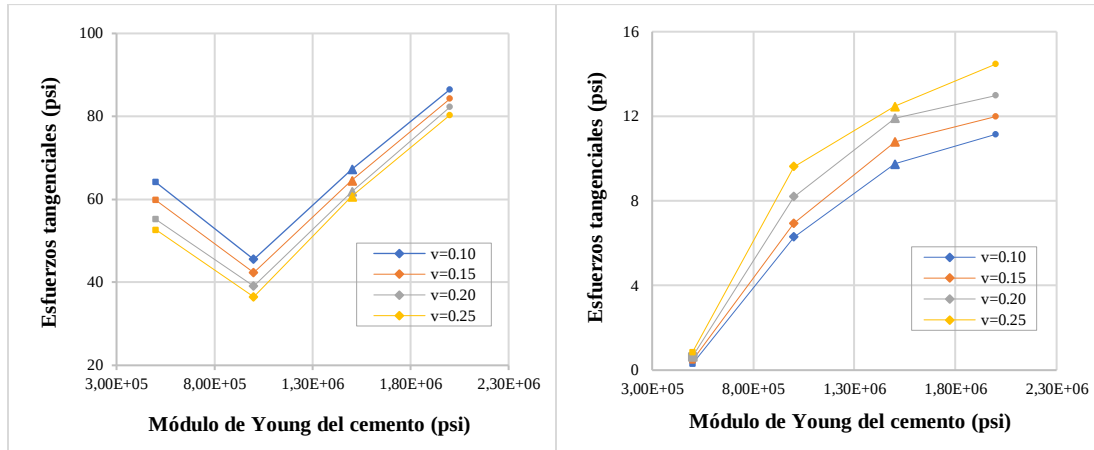
Nota. La Figura 50 presenta los valores de esfuerzos radiales obtenidos en sistemas de cemento con diferente módulo de Young y relación de Poisson, fraguados frente a una roca blanda (izq.) y una roca dura (der.), durante la producción del pozo. Cada línea corresponde a un valor de relación

de Poisson (ν) con diferentes valores de módulo de Young donde ■ corresponde a $E_c = 0.5E+06$ psi, ♦ $E_c = 1.0E+06$ psi, ▲ $E_c = 1.5E+06$ psi y ● $E_c = 2.0E+06$ psi.

La Figura 50 presenta los esfuerzos tangenciales máximos, σ_{tmax} , obtenidos en cementos fraguados frente a formaciones blanda (izq.) y dura (der.), durante la producción del pozo. La tendencia de los σ_{tmax} en los cementos fraguados frente a la formación dura es contraria a la de los cementos fraguados frente a la formación blanda; en el primer caso, los σ_{tmax} son mayores para E_c y ν mayores, los σ_{tmax} incrementan con la ν a medida que E_c es mayor, lo que significa que hay mayor probabilidad de falla por agrietamiento radial en cementos más rígidos, frágiles y menos compresibles, fraguados frente a formaciones duras. En el último caso, los σ_{tmax} son mayores E_c y ν menores, después de $E_c = 1.0E+06$ psi, lo que indica que, frente a rocas blandas, los cementos más rígidos, frágiles y compresibles tienen mayor probabilidad de falla por agrietamiento radial.

Figura 51

Esfuerzos tangenciales máximos obtenidos en sistemas de cemento con diferente módulo de Young y relación de Poisson, fraguados frente a formaciones blanda (izq.) y dura (der.), durante la producción del pozo

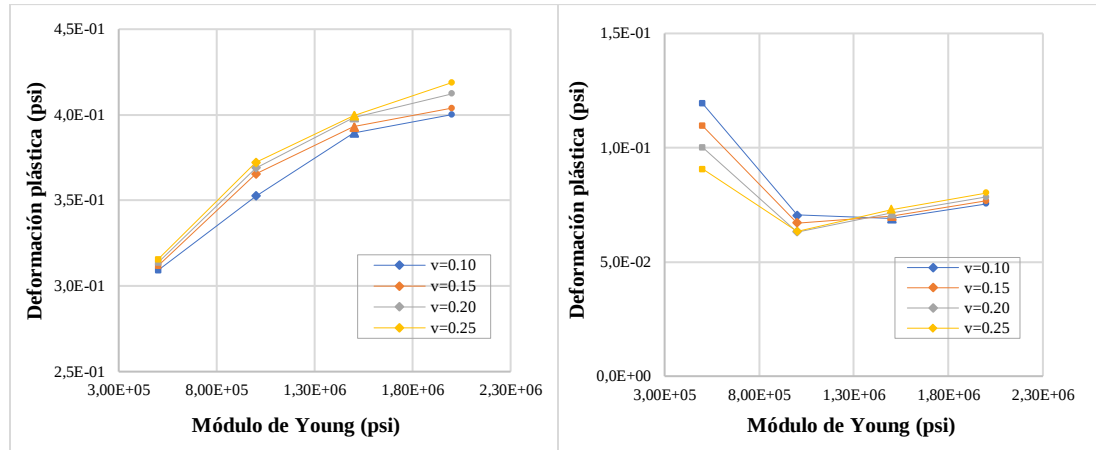


Nota. La Figura 51 presenta los valores de esfuerzos radiales obtenidos en sistemas de cemento con diferente módulo de Young y relación de Poisson, fraguados frente a una roca blanda (izq.) y una roca dura (der.), durante la producción del pozo. Cada línea corresponde a un valor de relación de Poisson (ν) con diferentes valores de módulo de Young donde ■ corresponde a $E_c = 0.5 \times 10^6$ psi, ♦ $E_c = 1.0 \times 10^6$ psi, ▲ $E_c = 1.5 \times 10^6$ psi y ● $E_c = 2.0 \times 10^6$ psi.

La Figura 52, izq., ilustra que la PEEQ en el cemento es mayor para cementos fraguados frente a formaciones blandas con mayores ν y E_c . Cuando ν incrementa, la PEEQ incrementa a medida que E_c se hace mayor. Por otro lado, frente a formaciones duras (Figura 52, der.), la PEEQ es mayor para cementos con menor ν y disminuye conforme E_c aumenta hasta 1.0×10^6 psi, después de este valor, la PEEQ es mayor para ν y E_c mayores e incrementa monótonamente.

Figura 52

Deformación plástica equivalente máxima obtenida en sistemas de cemento con diferente módulo de Young y relación de Poisson, fraguados frente a formaciones blanda (izq.) y dura (der.), durante la producción del pozo



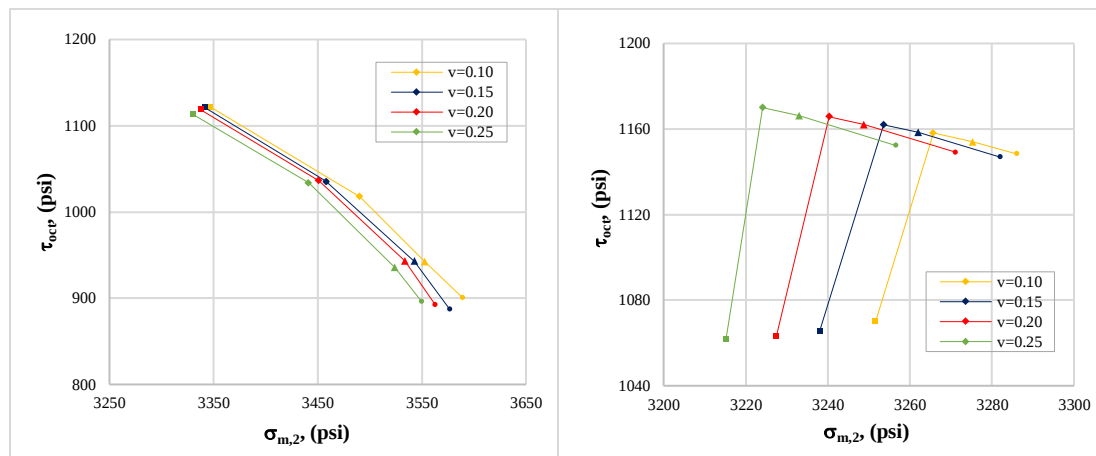
Nota. La Figura 52 presenta los valores de esfuerzos radiales obtenidos en sistemas de cemento con diferente módulo de Young y relación de Poisson, fraguados frente a una roca blanda (izq.) y una roca dura (der.), durante la producción del pozo. Cada línea corresponde a un valor de relación de Poisson (ν) con diferentes valores de módulo de Young donde ■ corresponde a $E_c = 0.5E+06$ psi, ♦ $E_c = 1.0E+06$ psi, ▲ $E_c = 1.5E+06$ psi y ● $E_c = 2.0E+06$ psi.

La Figura 53 presenta los valores máximos de esfuerzo octaédrico, τ_{oct} , vs el esfuerzo medio, $\sigma_{m,2}$, obtenidos en cementos fraguados frente a rocas blanda (izq.) y dura (der.), durante la producción. La envolvente lineal de falla en ambos casos está mucho más arriba de estos valores (es decir, no se presentó falla de corte en ningún caso), pero no se presentan en las gráficas con el objeto de visualizar mejor el comportamiento de las curvas. Frente a la formación blanda, hay mayor probabilidad de falla de corte para cementos con E_c y ν menores; conforme ν es menor, los valores se acercan a la envolvente de falla a medida que E_c disminuye. La misma tendencia

se presenta en cementos fraguados frente a la formación dura, hasta $Ec = 1.0E+06$, para valores más bajos a este valor, hay menor probabilidad de falla; a medida que ν se hace menor, los valores se alejan de la envolvente conforme Ec disminuye.

Figura 53

Efecto del módulo de Young y de la relación de Poisson en la falla mecánica de corte del cemento



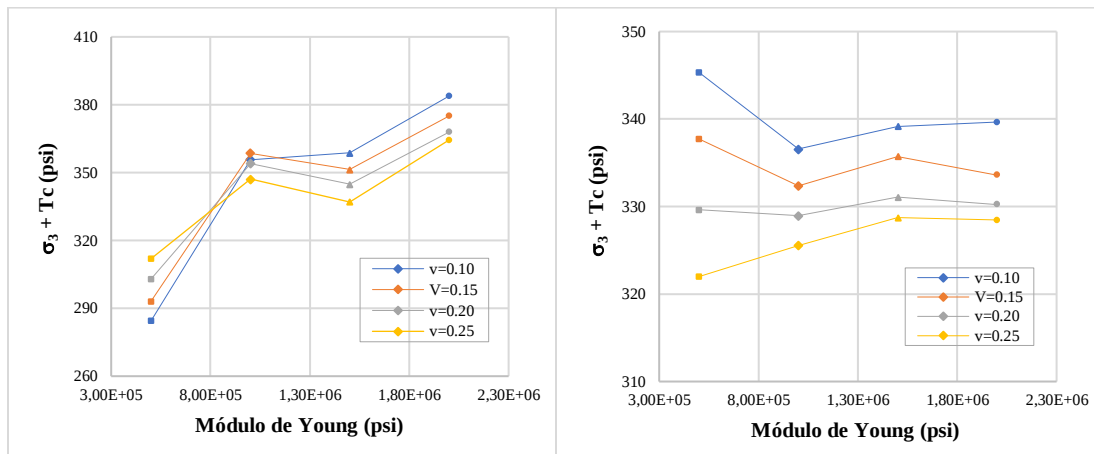
Nota. La Figura 53 presenta los valores de esfuerzos radiales obtenidos en sistemas de cemento con diferente módulo de Young y relación de Poisson, fraguados frente a una roca blanda (izq.) y una roca dura (der.), durante la producción del pozo. Cada línea corresponde a un valor de relación de Poisson (ν) con diferentes valores de módulo de Young donde ■ corresponde a $Ec = 0.5E+06$ psi, ♦ $Ec = 1.0E+06$ psi, ▲ $Ec = 1.5E+06$ psi y ● $Ec = 2.0E+06$ psi.

La Figura 53 presenta los valores mínimos del esfuerzo principal mínimo más la resistencia a la tensión del cemento, $\sigma_3 + P_p$, obtenidos en cementos fraguados frente a rocas blanda (izq.) y dura (der.), durante la producción. Frente a la formación dura, hay mayor probabilidad de falla de tensión para cementos con ν menores para Ec menores hasta $\nu = 0.20$, para ν mayores a este valor, la probabilidad es menor. Frente a formaciones duras, la hay mayor de origen de falla de

tensión en cementos con mayor ν conforme E_c es menor, hasta $E_c = 1.0E+06$ psi, para valores más bajos de este valor, hay mayor probabilidad de falla en cementos con ν menor.

Figura 54

Efecto del módulo de Young y de la relación de Poisson en la falla mecánica de tensión del cemento



Nota. La Figura 54 presenta los valores de esfuerzos radiales obtenidos en sistemas de cemento con diferente módulo de Young y relación de Poisson, fraguados frente a una roca blanda (izq.) y una roca dura (der.), durante la producción del pozo. Cada línea corresponde a un valor de relación de Poisson (ν) con diferentes valores de módulo de Young donde ■ corresponde a $E_c = 0.5E+06$ psi, ♦ $E_c = 1.0E+06$ psi, ▲ $E_c = 1.5E+06$ psi y ● $E_c = 2.0E+06$ psi.

7. Conclusiones

Los análisis de elementos finitos realizados en Abaqus durante esta investigación demostraron que:

Con el modelo numérico 3D desarrollado se obtienen valores de esfuerzos radiales y tangenciales análogos a los obtenidos mediante los modelos analíticos de Kirsch, Bradley,

Teodoriu, Bomá y De Simone, cuya mayor divergencia, en todos los casos, se presenta en la región cercana a la cara del pozo, debido a que los modelos analíticos están basados en deformación plana generalizada y no incluyen en su totalidad el efecto térmico, plástico, de presión de poro y del esfuerzo vertical in situ.

El modelo numérico 3D permite conocer la distribución de esfuerzos radiales y tangenciales en la matriz de los sistemas de cementos convencionales de pozo vertical, fraguados arriba de la zona cañoneada, y en sus interfaces, a medida que cambian las condiciones de presión y temperatura del pozo y de la roca durante la producción, cuya interpretación geomecánica permite determinar el riesgo de origen de falla mecánica en el material.

A medida que la temperatura del pozo aumenta durante la producción, la probabilidad de falla en el cemento por desunión, agrietamiento y deformación plástica aumenta, mientras el riesgo de falla de tensión y de corte disminuye.

Conforme decrece la presión del pozo durante la producción, incrementa la probabilidad de origen de falla en el cemento por tensión, desunión, agrietamiento y deformación plástica, mientras disminuye la probabilidad de falla de corte.

Cuando la temperatura de la formación incrementa, la probabilidad de origen de falla en el cemento por corte, tensión, agrietamiento y deformación plástica aumenta, mientras la probabilidad de falla por desunión disminuye.

A medida que la presión de poro de la formación disminuye durante la producción, la probabilidad de falla en el cemento por corte, tensión, desunión y deformación plástica disminuye, mientras el riesgo de falla por agrietamiento aumenta.

8. Recomendaciones

Se recomienda el desarrollo de un diseño experimental para investigar el comportamiento mecánico del cemento a nivel de laboratorio, según cambia las condiciones de presión y temperatura, representando el sistema revestimiento-cemento-formación, es decir, someter a pruebas los tres materiales completamente adheridos, evaluar la desunión, agrietamiento y deformación plástica del cemento, y comparar estos resultados con los obtenidos con modelos teóricos (analíticos y numéricos) documentados en la literatura técnica.

Se recomienda desarrollar un modelo numérico que incluya, además de análisis poroelastotermoplástico, el efecto de los gases y salmueras corrosivos a largo plazo en la integridad del cemento, es decir, el desarrollo de un modelo para evaluar el comportamiento mecánico del cemento y la degradación química de los sistemas de cemento durante la vida del pozo.

Se recomienda el desarrollo de modelos analíticos y numéricos integrales para evaluar el comportamiento mecánico de sistemas de cemento especiales y cementos fraguados en geometrías de pozo inclinados.

Se recomienda investigar en laboratorio el criterio de falla de corte que mejor describa el comportamiento mecánico del cemento de pozo petrolero.

Referencias bibliográficas

- Abaqus documentation 6.11. Abaqus analysis user's manual, Dassault Systemes Simulia. 2011.
- Abaqus documentation 6.11. Abaqus/CAE User's Guide, Dassault Systemes Simulia. 2011.
- Al-Ajmi, A. (2006). *Wellbore stability analysis based on a new true-triaxial failure criterion* (Doctoral dissertation, KTH). Recuperado de <https://www.diva-portal.org/smash/record.jsf?pid=diva2:10499>
- Al Hammad, M. A., & Altameimi, Y. M. (2002, January). Cement Matrix Evaluation. In *IADC/SPE Asia Pacific Drilling Technology*. Society of Petroleum Engineers.
- Arias, H. (2013). *Use of finite-element analysis to improve well cementing in HTHP conditions* (Doctoral dissertation). Recuperado de <https://oaktrust.library.tamu.edu/handle/1969.1/151203>
- Ayneto Gubert, X., & Ferrer Balles, M. (2012). *Mecánica del medio continuo en la ingeniería: teoría y problemas resueltos*. Universitat Politècnica de Catalunya. Iniciativa Digital Politècnica.
- Bellabarba, M., Bulte-Loyer, H., Froelich, B., Le Roy-Delage, S., van Kuijk, R., Zeroug, S., Guillot, D., Moroni, N., Pastor, S., y Zanchi, A. (2008). Aseguramiento del aislamiento zonal más allá de la vida productiva del pozo. *Oilfield Review*, Verano 2008, 18-31. https://www.academia.edu/download/57338586/aseguramiento_del_aislamiento_zonal.pdf
- Bois, A. P., Garnier, A., Rodot, F., Saint-Marc, J., & Aimard, N. (2011). How to prevent loss of zonal isolation through a comprehensive analysis of microannulus formation. *SPE Drilling & Completion*, 26(01), 13-31. <https://doi.org/10.2118/124719-PA>

- Bosma, M., Ravi, K., Van Driel, W., & Schreppers, G. J. (1999, January). Design approach to sealant selection for the life of the well. In *SPE Annual Technical Conference and Exhibition*. Society of Petroleum Engineers. <https://doi.org/10.2118/56536-MS>
- Bradley, W. B. (1979). Failure of Inclined Boreholes. *Journal of Energy Resources Technology*, 101(4), 232–239. <https://doi.org/10.1115/1.3446925>
- Brufatto, C., Cochran, J., Conn, L., Power, D., El-Zeghaty, S. Z. A. A., Fraboulet, B., Griffin, T., James, S., Munk, T., Justus, F., Levine, J. R., Montgomery, C., Murphy, D., Pfeiffer, J., Pornpoch, T., y Rishmani, L. Del lodo al cemento: construcción de pozos de gas. *Oilfield Review*, 15, 70-85. https://www.academia.edu/download/40145873/esquema_de_fuga_de_gas.pdf
- Cely, A. V. (1999). Metodología de los escenarios para estudios prospectivos. *Ingeniería e investigación*, (44), 26-35.
- Cerasi, P., & Stroisz, A. (2015, November). Experimental investigation of cement to rock bonding. In *49th US Rock Mechanics/Geomechanics Symposium*. American Rock Mechanics Association.
- Chen, G., & Ewy, R. T. (2005). Thermoporoelastic effect on wellbore stability. *SPE Journal*, 10(02), 121-129.
- De Simone, M., Pereira, F. L., & Roehl, D. M. (2017). Analytical methodology for wellbore integrity assessment considering casing-cement-formation interaction. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 94, 112-122.
- Di Lullo, G., & Rae, P. (2000, January). Cements for Long Term Isolation-Design Optimization by Computer Modelling and Prediction. In *IADC/SPE Asia Pacific Drilling Technology*. Society of Petroleum Engineers. <https://doi.org/10.2118/62745-MS>

- Dillenbeck, R. L., Go Boncan, V. C., & Rogers, M. J. (2005, January). Testing cement static tensile behavior under downhole conditions. In *SPE Eastern Regional Meeting*. Society of Petroleum Engineers.
- Enayatpour, S., & van Oort, E. (2017, March). Advanced modeling of cement displacement complexities. In *SPE/IADC drilling conference and exhibition*. Society of Petroleum Engineers.
- Fjaer, E., Holt, R. M., Raaen, A. M., & Horsrud, P. (2008). *Petroleum related rock mechanics*. Elsevier.
- Fleckenstein, W. W., Eustes, A. W., & Miller, M. G. (2001). Burst-induced stresses in cemented wellbores. *SPE Drilling & Completion*, 16(02), 74-82. <https://doi.org/10.2118/62596-MS>
- Frías Gómez, J.A y Plata Bautista, R.A. (2012). *Determinación y análisis de los diferentes criterios de falla que indican bajo qué condiciones fallan las rocas y su impacto en la industria petrolera*. (tesis de pregrado). Universidad Industrial de Santander. Bucaramanga, Colombia.
- Goodwin, K. J., y Crook, R. J. (1992). Cement sheath stress failure. *SPE drilling engineering*, 7(04), 291-296. <https://doi.org/10.2118/20453-PA>
- Gray, K. E., Podnos, E., & Becker, E. (2009). Finite-element studies of near-wellbore region during cementing operations: Part I. *SPE drilling & completion*, 24(01), 127-136.
- Heathman, J. F., & Beck, F. E. (2006, January). Finite element analysis couples casing and cement designs for HTHP wells in East Texas. In *IADC/SPE Drilling Conference*. Society of Petroleum Engineers.

- Hernández-Sampieri, R., & Torres, C. P. M. (2018). *Metodología de la investigación* (Vol. 4). México McGraw-Hill Interamericana.
<https://dspace.scz.ucb.edu.bo/dspace/bitstream/123456789/21401/1/11699.pdf>
- Hwang, C. L., y Yoon, K. (1981). Multiple attribute decision making: a state-of-the-art survey. *Lecture Notes in Economics and Mathematical Systems*, 186(1).
https://doi.org/10.1007/978-3-642-48318-9_3
- Iverson, B., Darbe, R., & McMechan, D. (2008, January). Evaluation of mechanical properties of cements. In *The 42nd US Rock Mechanics Symposium (USRMS)*. American Rock Mechanics Association.
- Jaeger, J. C., Cook, N. G., & Zimmerman, R. (2009). *Fundamentals of rock mechanics*. John Wiley & Sons.
- Jo, H. (2008). *Mechanical behavior of concentric and eccentric casing, cement, and formation using analytical and numerical methods*. (Doctoral dissertation, Texas).
<https://repositories.lib.utexas.edu/handle/2152/18066>
- Jo, H., & Gray, K. E. (2010, January). Mechanical behavior of concentric casing, cement, and formation using analytical and numerical methods. In *44th US Rock Mechanics Symposium and 5th US-Canada Rock Mechanics Symposium*. American Rock Mechanics Association.
- Kirsch, C. (1898). Die theorie der elastizitat und die bedurfnisse der festigkeitslehre. *Zeitschrift des Vereines Deutscher Ingenieure*, 42, 797-807.
- Kreith, F., Manglik, R.M. and Bohn, M.S. (2011). Principles of Heat Transfer, *Cengage Learning*.
- Ladva, H. K., Craster, B., Jones, T. G., Goldsmith, G., & Scott, D. (2005). The cement-to-formation interface in zonal isolation. *SPE Drilling & Completion*, 20(03), 186-197.

- Li, W., Chen, M., Jin, Y., Lu, Y., Meng, H., Yang, R., ... & Bao, Y. (2018, August). The Porothermoelastic Response of a Casing-Cement-Stratum System. In *52nd US Rock Mechanics/Geomechanics Symposium*. American Rock Mechanics Association.
- Li, B., Guo, B., Li, H., & Shi, Y. (2015). An analytical solution to simulate the effect of cement/formation stiffness on well integrity evaluation in carbon sequestration projects. *Journal of Natural Gas Science and Engineering*, 27, 1092-1099.
- Lizcano, A., Kolymbas, D. Hipoplasticidad Contra Elastoplasticidad (Parte I). *Revista De Ingeniería*, 2014. 0(10), 25-31. DOI: <http://dx.doi.org/10.16924%2Friua.v0i10.583>
- Mackay, F., & Fontoura, S. A. B. (2014, August). The Description of a Process for Numerical Simulations in the Casing Cementing of Petroleum Salt Wells—Part I: from drilling to cementing. In *48th US Rock Mechanics/Geomechanics Symposium*. American Rock Mechanics Association.
- Maiz, S., Rossi, R. E., Laura, P. A. A., & Bambill, D. V. (2004). Efectos De La Ortotropía Sobre El Factor De. *Mecánica Computacional*, 673-692.
- Meng, M., Miska, S., Yu, M., & Ozbayoglu, E. (2019, August). Comparison and Evaluation of Failure Criteria for Cement Sheath in the Downhole Situations. In *53rd US Rock Mechanics/Geomechanics Symposium*. American Rock Mechanics Association.
- Mueller, D. T., GoBoncan, V., Dillenbeck, R. L., & Heinold, T. (2004, January). Characterizing casing-cement-formation interactions under. stress conditions: impact on long-term zonal isolation. In *SPE Annual Technical Conference and Exhibition*. Society of Petroleum Engineers. <https://doi.org/10.2118/90450-MS>
- Nelson, E. B. (1990). Well Cementing Schlumberger Educational Service. *Houston, Texas, USA*.

- Nelson, E. B., & Guillot, D. (2006). Well cementing, Second Edi. ed. *Schlumberger, Sugar Land, TX*, 77478, 258-263.
- Oyarhossein, M., & Dusseault, M. B. (2015, November). Wellbore stress changes and microannulus development because of cement shrinkage. In *49th US rock mechanics/geomechanics symposium*. American Rock Mechanics Association.
- Palencia Muñoz, M.F. (2018). *Evaluación de modos de falla breakout y exfoliación en la pared del pozo mediante simulación numérica y pruebas de laboratorio*. (Tesis de maestría). Universidad Industrial de Santander., Bucaramanga, Colombia.
- Pava Saavedra, F. (2013). *Metodología para evaluar la representatividad de los criterios de falla en rocas colombianas*. (Tesis de pregrado). Universidad Industrial de Santander. Bucaramanga, Colombia.
- Pereira, F. L. G., De Simone, M., & Roehl, D. (2017, August). Wellbore integrity assessment considering casing-cement-formation interaction based on a probabilistic approach. In *51st US Rock Mechanics/Geomechanics Symposium*. American Rock Mechanics Association.
- Ravi, K., Bosma, M., y Gastebled, O. (2002, January). Improve the economics of oil and gas wells by reducing the risk of cement failure. In *IADC/SPE Drilling Conference*. Society of Petroleum Engineers. <https://doi.org/10.2118/74497-MS>
- Saaty, T. L. (1977). A scaling method for priorities in hierarchical structures. *Journal of mathematical psychology*, 15(3), 234-281. [https://doi.org/10.1016/0022-2496\(77\)90033-5](https://doi.org/10.1016/0022-2496(77)90033-5)
- Saaty, T. L. (2008). Decision making with the analytic hierarchy process. *International journal of services sciences*, 1(1), 83-98.
- Saaty, T. L. (1990). How to make a decision: The analytic hierarchy process. *European Journal of Operational Research*, 48(1), 9-26. [https://doi.org/10.1016/0377-2217\(90\)90057-I](https://doi.org/10.1016/0377-2217(90)90057-I)

- Saint-Marc, J., Garnier, A., & Bois, A. P. (2008, January). Initial state of stress: the key to achieving long-term cement-sheath integrity. In *SPE Annual Technical Conference and Exhibition*. Society of Petroleum Engineers. <https://doi.org/10.2118/116651-MS>
- Shahri, M. A. (2006). *Detecting and modeling cement failure in high pressure/high temperature wells using finite-element method* (Doctoral dissertation, Texas A&M University). <https://onepetro.org/conference-paper/IPTC-10961-MS>
- Shahri, M., Schubert, J. J., & Amani, M. (2005, January). Detecting and modeling cement failure in high-pressure/high-temperature (HP/HT) wells, using finite element method (FEM). In *International Petroleum Technology Conference*. International Petroleum Technology Conference. <https://doi.org/10.2523/IPTC-10961-MS>.
- Teodoriu, C., Kosinowski, C., Amani, M., Schubert, J., & Shadravan, A. (2013). Wellbore integrity and cement failure at HPHT conditions. *International Journal of Engineering*, 2(2), 2305-8269.
- Teodoriu, C., Ugwu, I., & Schubert, J. (2010, June). Estimation of casing-cement-formation interaction using a new analytical model. In *SPE EUROPEC/EAGE annual conference and exhibition*. OnePetro. <https://doi.org/10.2118/131335-MS>
- Terzaghi, K. (1943). Theoretical soil mechanics. *Johnwiley & sons*. New York, 11-15.
- Thiercelin, M. J., Dargaud, B., Baret, J. F., & Rodriguez, W. J. (1998). Cement design based on cement mechanical response. *SPE drilling & completion*, 13(04), 266-273. <https://doi.org/10.2118/52890-PA>
- Wilcox, B., Oyenehin, B., & Islam, S. (2016, August). HPHT well integrity and cement failure. In *SPE Nigeria Annual International Conference and Exhibition*. OnePetro.

- Yuan, Z., Al-Yami, A. S., Schubert, J. J., & Teodoriu, C. (2012, January). Cement failure probability under. HPHT conditions supported by long term laboratory studies and field cases. In *SPE Annual Technical Conference and Exhibition*. Society of Petroleum Engineers.
- Zhang, W., & Eckert, A. (2018, August). Numerical Investigation of the Influence of Cement Failure to Micro-Annuli Generation. In *52nd US Rock Mechanics/Geomechanics Symposium*. American Rock Mechanics Association.
- Zienkiewicz, O.C. (1982). *El método de los elementos finitos*. Editorial Reverté, S.A., España.