

01174 2

UNIVERSIDAD NACIONAL AUTONOMA DE MEXICO



FACULTAD DE INGENIERIA  
DIVISION DE ESTUDIOS DE POSGRADO

"PREDICCION DE ESFUERZOS  
HORIZONTALES A PARTIR DE  
EVENTOS GEOLOGICOS"

T E S I S  
QUE PARA OBTENER EL GRADO DE:  
MAESTRO EN INGENIERIA PETROLERA  
(ESPECIALIDAD EN PERFORACION)  
P R E S E N T A:

JOSE MARCELO IVAN CABALLERO HOYOS

ASESOR: DR. DANIEL GARCIA GAVITO



Estudios de Posgrado CD. UNIVERSITARIA, MEXICO, D.F.

ENERO DEL 2002

TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN



Universidad Nacional  
Autónoma de México



**UNAM – Dirección General de Bibliotecas**  
**Tesis Digitales**  
**Restricciones de uso**

**DERECHOS RESERVADOS ©**  
**PROHIBIDA SU REPRODUCCIÓN TOTAL O PARCIAL**

Todo el material contenido en esta tesis esta protegido por la Ley Federal del Derecho de Autor (LFDA) de los Estados Unidos Mexicanos (México).

El uso de imágenes, fragmentos de videos, y demás material que sea objeto de protección de los derechos de autor, será exclusivamente para fines educativos e informativos y deberá citar la fuente donde la obtuvo mencionando el autor o autores. Cualquier uso distinto como el lucro, reproducción, edición o modificación, será perseguido y sancionado por el respectivo titular de los Derechos de Autor.



PROGRAMA DE POSGRADO EN INGENIERÍA

RECIBI COPIA DE TESIS DESARROLLADO POR EL ALUMNO: JOSE MARCELO IVAN CABALLERO HOYOS.

PARA PRESENTAR EXAMEN DE GRADO DE MAESTRIA EN INGENIERIA EN EL CAMPO DEL CONOCIMIENTO INGENIERIA PETROLERA Y DE GAS NATURAL.

JURADO	FIRMA	FECHA
PRESIDENTE: DR. VICENTE CASARIEGO GONZALEZ		09/01/02
VOCAL: DR. DANIEL GARCIA GAVITO		09/01/02
SECRETARIO: DR. SERGIO BERUMEN CAMPOS		11/Enero/2002
SUPLENTE: DR. FERNANDO SAMANIEGO VERDUZCO		Engr. 9, 2002
SUPLENTE: M. en I. JOAQUIN MENDIOLA SANCHEZ		8/1/02

APROBACION DEL TRABAJO DE TESIS POR EL DEPARTAMENTO \_\_\_\_\_

BJS\*jac.

TESIS CON FALLA DE ORIGEN

Recibi  
11-01-02

A mi adorada esposa Nina, por su infatigable dedicación,  
cariño y apoyo incondicional.

•

A mis queridos padres, hermanos, suegros, cuñadas y sobrinitos,  
a pesar de la distancia que nos separa,  
siempre dando su apoyo, estímulo y cariño permanente.

• •

A todos mis queridos compañeros de generación de la Maestría.  
La amistad sincera y fraterna perdura por el resto de la vida.

• • •

A todos los profesores y amigos de la División de Estudios  
de Posgrado de la Facultad de Ingeniería, por su paciencia,  
dedicación y espíritu de educadores.

• • • •

Al Dr. Daniel García Gavito, por haber sido una fuente inagotable  
de ideas en la elaboración de este trabajo.

• • •

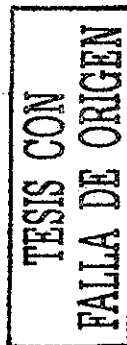
Al Instituto Mexicano del Petróleo y todos los miembros del  
Proyecto YNF- Geomecánica, por su invaluable apoyo.

• •

A México, por abrirme sus puertas para mi realización personal.  
Me enseñó que Latinoamérica es una sola y unida.

•

En especial a Dios, que nos mira y vela desde arriba,  
por darme la vida, fortaleza y firmeza en todo momento.



---

**CONTENIDO**

<b>AGRADECIMIENTOS</b>	
<b>RESUMEN</b>	<b>VI</b>
<b>LISTA DE FIGURAS</b>	<b>VII</b>
<b>LISTA DE TABLAS</b>	<b>XI</b>
<b>NOMENCLATURA</b>	<b>XII</b>
<b>INTRODUCCIÓN</b>	<b>1</b>
<b>1. MÉTODOS DE DETERMINACIÓN DE ESFUERZOS IN SITU</b>	<b>3</b>
1.1. Método de Estimación Geológica	3
1.1.1. Esfuerzos en el subsuelo	3
1.2. Métodos basados en núcleos	6
1.2.1. Recuperación de la deformación no elástica	6
1.2.2. Análisis de las curvas diferenciales de deformación	7
1.2.3. Emisiones acústicas y anisotropía de corte acústico	7
1.3. Métodos de medición directa	8
1.3.1. Pruebas de fracturamiento hidráulico	8
1.3.2. Prueba de Goteo	10
1.3.3. Medición de la ovalidad del agujero	12
<b>2. PRINCIPALES EVENTOS GEOLÓGICOS</b>	<b>14</b>
2.1. Fracturas y Grietas	15
2.2. Fallas Geológicas	16
2.2.1. Tipos de falla	16
2.2.2. Estructuras asociadas a fallas	18
2.3. Pliegues	19
2.3.1. Anticlinales y sinclinales	20
2.3.2. Elementos de geometría de los pliegues	20
2.3.3. Formas características de los pliegues	22
2.3.4. Clasificación adicional	23
2.4. Intrusión sedimentaria: Domo salino	24

<p style="text-align: center;">TESIS CON FALLA DE ORIGEN</p>
--

2.4.1.	Movilidad en las rocas de sal	25
2.4.2.	Domos salinos y asociaciones con hidrocarburos	26
2.4.3.	Fenómeno de creep en la Halita	26
<b>3.</b>	<b>LOS EVENTOS GEOLÓGICOS Y ESFUERZOS IN SITU</b>	<b>29</b>
3.1.	Análisis dinámico del subsuelo	29
3.2.	Tipos de fuerzas	29
3.2.1.	Fuerzas de gravedad	29
3.2.2.	Fuerzas de contacto	30
3.3.	Mecanismos de generación de esfuerzos en el subsuelo	30
3.3.1.	Sobrecarga o esfuerzo vertical	30
3.3.2.	Esfuerzo horizontal debida a sobrecarga: Efecto Poisson	31
3.3.3.	Esfuerzos asociados a movimientos tectónicos	32
3.3.4.	Efectos térmicos y presión de poro	33
3.4.	Evaluación de los esfuerzos a través del Círculo de Mohr	33
3.4.1.	Criterio de Coulomb y diagrama de Mohr	35
3.4.2.	El efecto del plano de falla geológica en el diagrama de Mohr	38
3.5.	Estimación de los esfuerzos horizontales en zonas con falla	39
3.5.1.	Clasificación de Anderson	39
3.5.1.1.	Falla Normal	39
3.5.1.2.	Falla Inversa	39
3.5.1.3.	Falla Transcurrente	40
3.5.2.	Ángulo de fricción interna y estimación de esfuerzos horizontales	41
3.6.	El ángulo de fricción interna residual	47
3.7.	Método de estimación de esfuerzos para fallas normales e inversas utilizando el coeficiente de fricción	48
3.8.	Análisis comparativo entre el método de Addis & cols Y Reiter	52
3.9.	Análisis de los esfuerzos al formarse los pliegues	61
3.9.1.	Caso de una viga con uno de sus lados fijos	61
3.9.2.	Caso de un estrato delgado inmerso en un medio infinito	64
3.9.3.	Caso de varios estratos plegados en un medio infinito y homogéneo	66
3.10.	Mecanismos de flujo en intrusiones salinas	68
3.10.1.	Flujo de sal	68

**TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN**

---

3.10.2. Mecanismos de empuje	69
<b>4. PRESION DE PORO Y ESFUERZOS IN SITU</b>	<b>72</b>
4.1. Mecanismos de Generación de Presiones Anormales	72
4.1.1. Incremento del esfuerzo a la compresión: efecto de compactación	72
4.1.2. Cambio del volumen del fluido confinado en el poro de la roca matriz	73
4.1.3. Movimiento del fluido	74
4.2. Compactación desequilibrada	75
4.3. Compresión tectónica	76
4.4. Círculo de Mohr y presión de poro	77
4.5. Efecto de la presión de poro y el deslizamiento	78
4.5.1. Paradoja en fallas Overthrust	79
4.6. Efecto de la presión de poro en el UCS.	80
<b>5. APLICACIÓN DE LOS MÉTODOS DE ESTIMACIÓN DE ESFUERZOS HORIZONTALES</b>	<b>83</b>
5.1. Cálculo comparativo: Estimación geológica Vs. Correlación de Breckels y Van Eeckeln en campos petroleros	83
5.1.1. Metodología	84
5.1.2. Análisis de los Resultados	85
5.2. Simulación Analítica: Distribución de esfuerzos debida a cargas originadas por fallas geológicas en un medio continuo y elástico.	89
5.2.1. Solución analítica de Melan en medio continuo y elástico	89
5.2.2. Programa de análisis en Matlab	91
5.2.3. Metodología	94
5.2.4. Ejemplo de estudio	95
5.2.5. Caso de estudio 1: Una zona con presencia de fallas en el campo Kab	98
5.2.6. Caso de estudio 2: Una zona con fallas en el campo Caan	103

---

---

<b>6. IMPLICACIONES DE LAS FALLAS GEOLÓGICAS EN LAS OPERACIONES DE PERFORACIÓN</b>	<b>108</b>
6.1. Evidencia de presencia de fallas durante la perforación	108
6.2. Esfuerzos alrededor de un pozo vertical en una formación elástica	109
6.2.1. Zona con isotropía de esfuerzos horizontales	110
6.2.2. Zona cercana a falla normal	113
6.2.3. Zona cercana a falla inversa	115
6.3. Esfuerzos alrededor de un pozo vertical en una formación poroelástica	116
6.3.1. Zona sin falla	117
6.3.2. Zona cercana a falla normal	117
6.3.3. Zona cercana a falla inversa	118
6.4. Cálculos en Caliza, Arenisca y Lutita	118
6.4.1. Campo hipotético 1	120
6.4.2. Campo hipotético 2	124
6.4.3. Campo hipotético 3	125
6.5. Subrutina adicional para calcular la ventana operativa de densidad equivalente de lodo.	127
<b>7. CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES</b>	<b>132</b>
<b>BIBLIOGRAFÍA</b>	<b>134</b>
<b>ANEXO A: Desarrollo ecuaciones, Capítulo 3</b>	
<b>ANEXO B: Resultados Capítulo 5 y Programa de Simulación Analítica</b>	
<b>ANEXO C: Desarrollo ecuaciones , Capítulo 6</b>	



---

## RESUMEN

El presente trabajo establece la influencia que tienen los eventos geológicos en el comportamiento de los esfuerzos en una formación. Se hace énfasis en el análisis para fallas geológicas.

Para zonas pasivas, se desarrolló un método para estimar los esfuerzos horizontales en sitio, utilizando registros geofísicos de campo y suponiendo isotropía de esfuerzos horizontales. Se compararon los valores obtenidos con la correlación de Breckels<sup>2</sup> (Costa de EE.UU.) que utiliza datos de fracturamiento hidráulico. El método fue aplicado para algunos intervalos de los campos Cocuite, Cantarell, Luna, Yum y otros con información disponible. Se obtuvieron resultados que indican una buena concordancia dentro de un 20% de aproximación.

Para estimar la distribución de esfuerzos en una zona cercana a fallas geológicas, se siguieron dos métodos que se complementan: el primero, utilizando el concepto de estado de equilibrio mínimo antes de falla (Addis y cols<sup>27</sup>); y el segundo, utilizando el concepto de deslizamiento mínimo posterior a falla (Reiter<sup>32</sup>). Ambos métodos dan como resultado el establecimiento de los esfuerzos horizontales en estado tensional para fallas normales y en estado compresivo para fallas inversas.

Con base en los métodos anteriores y para eliminar algunas restricciones, como el análisis de los efectos a cierta distancia relativa al plano de falla, se elaboró un modelo de simulación analítico. El modelo toma como base la solución elástica de Melan<sup>47</sup> para medio semi-infinito y utiliza cálculos a partir de la geometría de falla, propiedades mecánicas de la roca fallada y el principio de superposición de elasticidad. Los resultados confirman una zona tensional en presencia de falla normal y una zona compresiva en presencia de fallas inversas. Se analizaron dos secciones geológicas estructurales correspondientes a los campos Kab y Caan de la región marina noreste.

Se modificaron las expresiones para la estabilidad del pozo durante la perforación. Las ecuaciones delimitan la ventana operativa de densidad de lodo equivalente para falla por colapso. Se establece la ventana operativa óptima para zonas cercanas a falla. La ventana se mueve a la izquierda, reduciendo el límite máximo, cuando existe una falla normal cercana; y a la derecha, aumentando el límite máximo, en presencia de falla inversa.

## LISTA DE FIGURAS

	Pág.
<b>FIGURA 1.1</b> : Recopilación de datos tabulados de los Esfuerzos Horizontales medidos para varias regiones del mundo <sup>3</sup> ▲=Canadá , ■ =Sudáfrica, ●=Australia, ▼= Estados Unidos, ○ =Escandinavia, * = Otros.	5
<b>FIGURA 1.2</b> : Perfil de presión vs. tiempo, incluye las etapas de pre-fractura, post-fractura e inyección ajustada <sup>10</sup>	9
<b>FIGURA 1.3:</b> Representación de la Prueba de Goteo. <sup>1</sup>	11
<b>FIGURA 2.1:</b> Caracterización de las fracturas mediante el movimiento relativo de las superficies de la fractura (A) Fractura por tensión (B) Fractura por corte (C) Fracturas Oblicuas. <sup>16</sup>	15
<b>FIGURA 2.2:</b> Componentes principales para describir una falla. <sup>1</sup>	16
<b>FIGURA 2.3:</b> Clasificación de las fallas según el desplazamiento relativo. <sup>16</sup>	17
<b>FIGURA 2.4:</b> Pliegues de arrastre en capas sedimentarias. (A) Falla Inversa, (B) Falla Normal, (C) Capas perpendiculares al plano de falla no se pliegan, (D) Anticlinales enrollados. <sup>16</sup>	18
<b>FIGURA 2.5:</b> Falla Lútrica Normal. <sup>4</sup>	19
<b>FIGURA 2.6</b> : Tipos de pliegues. Triásico (TR), estrato más viejo. Cretácico (K), estrato más joven. Jurásico(J) (A) Anticlinal, (B) Anticlinal invertido, (C) Sinclinal, (D) Sinclinal invertido. <sup>15</sup>	21
<b>FIGURA 2.7</b> : Elementos geométricos de una superficie simple plegada. <sup>15</sup> (A) Pliegue angular. (B) Pliegue con articulación zonal. (C) Alas curvadas con punto de inflexión. (D) Pliegue formado por arcos circulares perfectos. (E) Pliegue con todos los elementos anteriores.	21
<b>FIGURA 2.8</b> : (A) Pliegue con plano axial. (B) Pliegue con superficie axial curvilínea (C) Con superficie axial irregular. (D) Trazo axial, vista en sección transversal. <sup>15</sup>	22
<b>FIGURA 2.9</b> : Formas comunes de los pliegue. <sup>15</sup>	23
<b>FIGURA 2.10</b> : Clasificación de los pliegues según espesor y curvatura relativa a los estratos plegados. <sup>15</sup>	23
<b>FIGURA 2.11:</b> Ejemplos de Domos Salinos en el subsuelo marino. <sup>17</sup>	24
<b>FIGURA 2.12</b> : Mediciones de creep efectuadas en cuatro muestras de halita a una temperatura de 306°K bajo tres condiciones de esfuerzos Thompson <sup>21</sup> (1965)	27
<b>FIGURA 2.13:</b> Deformación medida con presión de confinamiento variable y esfuerzo diferencial constante. <sup>21</sup>	27
<b>FIGURA 2.14:</b> Efecto de la temperatura en el ritmo de deformación de la halita. <sup>22</sup>	28
<b>FIGURA 3.1.</b> Ejemplo de zona de subducción. <sup>24</sup>	32
<b>FIGURA 3.2:</b> Espacio físico de los esfuerzos principales mayor y menor. <sup>16</sup>	34
<b>FIGURA 3.3.a:</b> Círculo de Mohr y distribución de esfuerzos. <sup>16</sup>	36
<b>FIGURA 3.3.b.</b> :Criterio de falla de Coulomb representado en el diagrama de Mohr. <sup>4</sup>	37
<b>FIGURA 3.4:</b> Reducción considerable en el valor de la Cohesión debida al plano de debilitamiento en fallas. <sup>1</sup>	38
<b>FIGURA 3.5:</b> Clasificación de las fallas según Anderson. (a) Falla Normal, (b) Falla Inversa, (c) Falla Transcurrente. <sup>1</sup>	40

<b>FIGURA 3.6:</b> Esfuerzos Horizontales normalizados para falla Normal	43
<b>FIGURA 3.7:</b> Esfuerzos Horizontales normalizados para falla Inversa	45
<b>FIGURA 3.8:</b> Diagrama de fuerzas que actúan en una falla con ángulos bajos. La densidad de la roca está expresada por $\rho_c$ <sup>32</sup>	49
<b>FIGURA 3.9:</b> Relación de esfuerzo horizontal / esfuerzo vertical, con cambio del ángulo de falla.	51
<b>FIGURA 3.10:</b> Relación de esfuerzo horizontal/ esfuerzo vertical, variando el coeficiente de fricción.	52
<b>FIGURA 3.11:</b> Relación $K = (\text{esfuerzo horizontal/ esfuerzo vertical})$ para falla normal, variando el ángulo de falla $\alpha^\circ$ , utilizando los dos métodos de estimación	55
<b>FIGURA 3.12:</b> Relación $K$ , para el rango de datos encerrados en el círculo de la figura 3 11	56
<b>FIGURA 3.13:</b> Relación $K = (\text{esfuerzo horizontal/ esfuerzo vertical})$ , variando el ángulo de fricción interna $\phi^\circ$ .	56
<b>FIGURA 3.14:</b> Relación $K$ , para el rango de datos encerrados en el círculo de la figura 3.13.	57
<b>FIGURA 3.15:</b> Relación $K = (\text{esfuerzo horizontal/ esfuerzo vertical})$ para falla inversa, variando el ángulo de falla $\alpha^\circ$ , utilizando los dos métodos de estimación.	58
<b>FIGURA 3.16:</b> Relación $K$ , para el rango de datos encerrados en el círculo de la figura 3 15.	58
<b>FIGURA 3.17:</b> Relación $K = (\text{esfuerzo horizontal/ esfuerzo vertical})$ , variando el ángulo de fricción interna $\phi^\circ$ .	59
<b>FIGURA 3.18:</b> Relación $K$ , para el rango de datos encerrados en el círculo de la figura 3.13.	59
<b>FIGURA 3.19:</b> Viga de longitud $l$ que se va a flexionar con una fuerza $P$ aplicada en uno de los extremos <sup>34</sup>	61
<b>FIGURA 3.20:</b> Caso de un estrato delgado con módulo elástico $E$ inmerso en un medio infinito con módulo elástico $E_0$ (a) Estado original, (b) Estado final. <sup>34</sup>	63
<b>FIGURA 3.21:</b> Caso de varios estratos con propiedad elástica $E$ inmerso en un medio infinito con módulo elástico $E_0$ (a) Estado original, (b) Estado final. <sup>34</sup>	66
<b>FIGURA 3.22:</b> Distribución de esfuerzos en un estrato plegado.(a) Vista general. (b) Vista superior. (c)Vista lateral $\sigma_1 =$ Esfuerzos en compresión , $\sigma_3 =$ Esfuerzos en tracción.	67
<b>FIGURA 3.23:</b> Modelo de empuje en superficie inclinada. (a) Condiciones iniciales, (b) Condiciones de equilibrio	69
<b>FIGURA 3.24:</b> Modelo de sobrecarga diferencial. Caso 1. (a) Condiciones iniciales , (b) Estado final luego del movimiento.	70
<b>FIGURA 3.25:</b> Modelo de sobrecarga diferencial. Caso 2. (a) Condición inicial, (b) Capa intermedia con densidad menor a la densidad de la sal (c) Capa intermedia con densidad mayor a la de la sal.	71
<b>FIGURA 4.1 :</b> Histograma que ilustra las cantidades relativas de sobrepresión que generan la compactación desequilibrada y la expansión térmica del agua <sup>39</sup>	74
<b>FIGURA 4.2 :</b> Inestabilidad en el círculo de Mohr debida al incremento de la presión de poro. Disminuye el esfuerzo efectivo. <sup>4</sup>	77
<b>FIGURA 4.3 :</b> Resultados de una prueba de esfuerzo compresivo uniaxial para Arenisca Berea, prueba realizada a 24°C. La mitad superior corresponde a roca saturada y la de abajo a roca seca <sup>46</sup> .	78

<b>FIGURA 4.4</b> : Esfuerzos Uniaxiales a la Compresión (UCS) para rocas secas como función de la profundidad.	81
<b>FIGURA 4.5</b> : Esfuerzos Uniaxiales a la Compresión (UCS) para rocas saturadas con agua como función de la profundidad. Presión de formación normal. <sup>46</sup>	81
<b>FIGURA 4.6</b> : Esfuerzos Uniaxiales a la Compresión (UCS) para Arenisca Berea saturada con agua como función de la profundidad. Gradiente de formación anormal medido en las Costas del Golfo de Luisiana. <sup>46</sup>	82
<b>FIGURA 5.1</b> Gráficas de Densidad total, Tiempo de Tránsito, Porosidad estimada con la profundidad de dos pozos del Campo Cocuite.	86
<b>FIGURA 5.2</b> Gráficas de Presión de Poro, Esfuerzo Horizontal y Deformación Unitaria Vertical con la Profundidad, tomada de dos pozos del Campo Cocuite.	87
<b>FIGURA 5.3</b> Esquema de referencia utilizado por Melan para identificar los parámetros utilizados en las soluciones de los esfuerzos generados en un medio elástico semi-infinito por cargas verticales y horizontales por unidad de longitud. <sup>47</sup>	90
<b>FIGURA 5.4</b> Esquema de referencia de posiciones de falla y direcciones de cálculos que el programa toma según la posición	92
<b>FIGURA 5.5</b> Ejemplo inicial de aplicación. Caso falla inversa que está a 3500 m. en una formación elástica con $\rho = 2.6 \text{ g/cc}$ , y $\nu = 0.31$ .	95
<b>FIGURA 5.6</b> Resultados correspondientes al ejemplo. Una falla inversa evaluada a 20 metros desde el punto de referencia.	96
<b>FIGURA 5.7</b> Resultados correspondientes al ejemplo a una posición de 620 m y 1220 m. Se puede apreciar el estado de relajación a medida que nos alejamos de la falla. Los resultados son evaluados desde los 3000m.	97
<b>FIGURA 5.8</b> Resultados correspondientes a una falla normal que toma la misma geometría del ejemplo anterior. También se evalúa a 20, 620 y 1220 m. Observe el estado tensional de la falla normal ( $\sigma_h / \sigma_v < K_0$ ).	97
<b>FIGURA 5.9</b> Sección geológica estructural de la vecindad a los pozos Kab-101 y Kab-201 pertenecientes al Campo Kab, Región Marina Suroeste. Fuente – PEP	99
<b>FIGURA 5.10</b> Perfil de esfuerzos debidos a las fuerzas originadas por la falla 1 normal del campo Kab. La línea vertical de estudio está a 50 m y 500 m del extremo superior de la falla	101
<b>FIGURA 5.11</b> Resultados correspondientes a la falla 2, del campo Kab. Línea de estudio distante a 50 y 450 metros del extremo superior de la falla inversa.	102
<b>FIGURA 5.12</b> Resultados correspondientes a la falla 3, del campo Kab. Línea de estudio distante a 50 y 650 metros del punto de referencia (extremo superior de la falla)	103
<b>FIGURA 5.13</b> Sección geológica estructural de la vecindad a los pozos 54 y 40 pertenecientes al Campo Caan, Región Marina Suroeste. <sup>48</sup>	104
<b>FIGURA 5.14</b> Resultados correspondientes a la falla 1, del campo Caan. Línea de estudio distante a 50 y 450 metros del extremo superior de la falla inversa.	105
<b>FIGURA 5.15</b> Resultados correspondientes a la falla 2, del campo Caan. Línea de estudio distante a 20 y 220 metros del punto de referencia	106
<b>FIGURA 5.16</b> Resultados correspondientes a la falla 3, del campo Caan. Línea de estudio distante a 20 y 220 metros del punto de referencia	107

---

<b>FIGURA 6.1</b> Presencia de fallas durante la perforación. (A) Repetición de secciones en falla inversa. (B) Sección faltante en falla normal <sup>16</sup>	108
<b>FIGURA 6.2</b> Comportamiento de las curvas límites de falla por compresión para el caso hipotético 1 : Caliza. (A) y (B) Formación elástica y (C) y (D) Formación Poroelástica.	121
<b>FIGURA 6.3</b> Rango operativo de la densidad de lodo necesaria para perforar una formación elástica de caliza, en una zona cercana a una falla normal ubicada de 20,000 a 25,000 pies	122
<b>FIGURA 6.4</b> Rango operativo de la densidad de lodo necesaria para perforar una formación poroelástica de caliza, en una zona cercana a una falla normal de 20,000 a 25,000 pies de profundidad.	123
<b>FIGURA 6.5</b> Rango operativo de la densidad de lodo necesaria para perforar una formación elástica y poroelástica de Arenisca.	125
<b>FIGURA 6.6</b> Rango operativo de la densidad de lodo necesaria para perforar una formación elástica y poroelástica de Arenisca	126
<b>FIGURA 6.7</b> Rango operativo de la densidad de lodo necesaria para perforar una formación poroelástica de lutita, en una zona cercana a una falla normal de 20,000 a 25,000 pies de profundidad.	126
<b>FIGURA 6.8</b> Resultados correspondientes a una falla inversa que toma la misma geometría del ejemplo de la sección 5.2.4, evaluada a 20 y 620 m. Observe el estado compresional de la falla inversa ( $\sigma_h / \sigma_v > K_0$ ).	129
<b>FIGURA 6.9</b> La figura nos muestra los resultados de la subrutina de cálculo de densidad de lodo equivalente para el mismo ejemplo para líneas verticales que distan a 20 y 620 m de la falla. Se puede observar que la ventana operativa se desplaza a la derecha debido a la zona compresional.	129
<b>FIGURA 6.10</b> Resultados correspondientes a una falla normal que toma la misma geometría del ejemplo de la sección 5.2.4, evaluada a 20 y 620 m. Observe el estado tensional de la falla normal ( $\sigma_h / \sigma_v < K_0$ ).	130
<b>FIGURA 6.11</b> La figura nos muestra los resultados de la subrutina de cálculo de densidad de lodo para el mismo ejemplo de la figura 6.10. Se puede observar que la ventana operativa se desplaza a la izquierda debido a la zona tensional.	130
<b>FIGURA 6.12</b> Ventana operativa en una zona cercana a falla inversa si se reduce la Resistencia Uniaxial a la Compresión a UCS=4,000 psi. Observe que la ventana se achica y por consiguiente la roca es más a los problemas de estabilidad	131
<b>FIGURA 6.13</b> Ventana operativa de densidad de lodo equivalente para una zona cercana a falla normal pero con UCS= 4,000 psi. Comparando con la figura 6.11 la ventana operativa se reduce porque la roca es más débil.	131

---

**LISTA DE TABLAS**

	Pág.
<b>TABLA 3.1:</b> Valores típicos de relación de Poisson ( $\nu$ ) <sup>15</sup>	32
<b>TABLA 3.2:</b> Diferencia entre Presión y Esfuerzos	35
<b>TABLA 3.3:</b> Ángulo de fricción último para algunas rocas conocidas <sup>31</sup>	48
<b>TABLA 3.4:</b> Cuadro comparativo de ambos métodos.	53
<b>TABLA 4.1:</b> Esfuerzo Uniaxial a la Compresión a 4,000 m	82
<b>TABLA 6.1:</b> Límites mínimo y máximo de presión de lodo en zonas con falla	119
<b>TABLA 6.2:</b> Propiedades físicas de rocas	120

---

**NOMENCLATURA**

- $\sigma_z$  = Esfuerzo vertical (psi)  
 $g$  = Aceleración debida a gravedad ( $m/s^2$ ,  $pie/s^2$ )  
 $\sigma'$  = Esfuerzo efectivo (psi)  
 $\nu$  = Relación de Poisson (adimensional)  
 $K_o$  = La relación del esfuerzo promedio horizontal efectivo entre el esfuerzo vertical (adimensional)  
 $P_f = P_p$  Presión de formación o presión de poro (psi)  
 $P_{fn}$  = Presión de formación normal (psi)  
 $D$  = Profundidad (pies)  
 $\alpha$  = Constante Biot de Porosidad (Para efectos prácticos  $\alpha = 1$ )  
 $\sigma_H$  = Esfuerzo horizontal máximo (psi)  
 $\sigma_h$  = Esfuerzo horizontal mínimo (psi)  
 $\sigma_t$  = Esfuerzo tectónico (psi)  
 $T$  = Temperatura ( $^{\circ}K$ ,  $^{\circ}F$ ,  $^{\circ}C$ )  
 $E$  = Módulo de elasticidad (psi)  
 $\sigma_s = \tau$  Esfuerzo de corte (psi)  
 $\sigma = \sigma_n$  Esfuerzo normal al plano de falla (psi)  
 $\theta$  = Ángulo entre la normal al plano de falla y el esfuerzo máximo ( $^{\circ}$ )  
 $\sigma_1$  = Esfuerzo principal máximo (psi)  
 $\sigma_2$  = Esfuerzo principal intermedio (psi)  
 $\sigma_3$  = Esfuerzo principal mínimo (psi)  
 $\tau_o = S_o$  Resistencia inherente al corte del material o Cohesión (psi)  
 $\mu = \mu_f$  Coeficiente de fricción interna  
 $\phi$  = Ángulo de fricción interna de la roca intacta ( $^{\circ}$ )  
 $\phi_r$  = Ángulo de fricción interna residual ( $^{\circ}$ )  
 $K_a = \frac{1 - \text{sen}\phi}{1 + \text{sen}\phi}$  = Coeficiente Activo de la tierra (adimensional)  
 $K_p = \frac{1 + \text{sen}\phi}{1 - \text{sen}\phi}$  = Coeficiente Pasivo de la tierra (adimensional)

$$UCS = 2S_o \left( \frac{\cos \phi}{1 - \sin \phi} \right) = \text{Resistencia Uniaxial a la Compresión (psi)}$$

- $T_o$  = Resistencia Uniaxial a la Tensión (psi)  
 $\alpha$  = Ángulo del plano de falla con el eje del esfuerzo máximo  $\sigma_1$  (°)  
 $F''$  = Fuerza paralela al plano de falla ( lbf, kgf)  
 $T$  = Fuerza de fricción o de corte paralela al plano de falla( lbf, kgf)  
 $F_H$  = Fuerza horizontal ( lbf, kgf)  
 $F_V$  = Fuerza vertical ( lbf, kgf)  
 $f$  = La relación de esfuerzos horizontales y verticales (adimensional)  
 $a$  = amplitud de la onda (adimensional)  
 $L$  = Longitud de onda (m, pie)  
 $W$  = Trabajo de deformación ( lb pie, kg m)  
 $I$  = Momento de Inercia ( $m^4$ ,  $pie^4$ )  
 $M$  = Momento flector (psi  $pie^4$ )  
 $P_w$  = Fuerza por unidad de ancho ( lbf / pie) ; Presión del pozo (psi)  
 $T$  = Espesor ( pie)  
 $\sigma_r$  = Esfuerzo radial del agujero ( psi)  
 $\sigma_\theta$  = Esfuerzo tangencial sobre las paredes del agujero (psi)  
 $\tau_{xy}$  = Esfuerzo de corte sobre la superficie x en dirección y (psi)



---

## INTRODUCCIÓN

Durante muchos años la Geología Estructural ha estudiado el comportamiento cinemático y dinámico de las rocas en el subsuelo. Cinemático porque estudia el movimiento, desplazamiento y rotación de los estratos; y dinámico porque analiza las deformaciones y los esfuerzos "in situ" a los que está sometida la roca.

Consideremos un cubo de roca homogénea que se encuentra en el seno de la tierra a cierta profundidad, en una región pasiva, homogénea y sin actividad con el entorno. Se dice que el cubo está en equilibrio con el entorno que la rodea cuando éste soporta una carga que es igual al peso del volumen de la columna de roca que está por encima del cubo. El peso por unidad de área es el esfuerzo de sobrecarga que tiene una dirección vertical, existen adicionalmente esfuerzos horizontales debido a la sobrecarga que en una región pasiva son considerados iguales. Todos los esfuerzos mencionados son los denominados esfuerzos in situ.

Si consideramos el mismo cubo de roca pero esta vez contenido en una región con eventos geológicos, es decir con movimientos tectónicos, zonas de presiones anormales, fallas geológicas, pliegues, domos salinos, etc, la consideración de equilibrio estático es diferente. La actividad geológica induce y genera una redistribución y reorientación de los esfuerzos horizontales haciendo que no tengan la misma magnitud. La historia geológica de cada formación y la geología estructural ponen en evidencia los acontecimientos y eventos geológicos que la capa geológica sufrió durante su evolución.

Las fallas geológicas, el plegamiento de estratos y los domos salinos forman parte de los eventos geológicos más importantes que afectan el desarrollo operativo de la perforación de pozos. Originan serios problemas entre los que se pueden destacar: pérdidas de circulación de fluido de perforación, atrapamiento de la sarta, derrumbes de las paredes del pozo, y brotes de fluido de formación, entre otros. Los problemas operativos originan a su vez demoras en el tiempo de ejecución del pozo, pero fundamentalmente pérdidas económicas importantes.

Es muy importante conocer o predecir los esfuerzos in situ para evaluar el comportamiento de la roca y seleccionar el peso del lodo adecuado para mantener la estabilidad del pozo durante la perforación. Adicionalmente, los esfuerzos in situ son importantes para: el diseño de la terminación del pozo; el estudio de la trayectoria del pozo; estimación del gradiente de fractura y diseño de las tuberías de revestimiento; predicción de producción de arena en yacimientos; y durante el agotamiento de yacimiento, para caracterizar y optimizar los proyectos de recuperación de hidrocarburos.

---

---

El trabajo de investigación presentado, busca las bases para estimar la magnitud y orientación de los esfuerzos in situ a los que originalmente se encuentra sometida la formación antes de perforarla. Así, con el análisis de los esfuerzos, realizar un diseño correcto de la perforación del pozo, con el fin de prevenir y corregir cualquier problema que se pueda presentar durante la perforación, principalmente a los problemas originados por eventos geológicos.

El enfoque del presente trabajo se centra en dos aspectos fundamentales. El primero, un estudio detallado de los eventos geológicos más relevantes encontrados en la actividad petrolera; y el segundo, un análisis de cómo influyen los eventos en el comportamiento de los esfuerzos en sitio, poniendo mayor énfasis en el comportamiento de las fallas geológicas. Se utiliza para esto herramientas y aportes de la Geología Estructural y Mecánica de Rocas.

El primer capítulo está dedicado a explorar los diferentes métodos de determinación de esfuerzos horizontales. El segundo y tercer capítulo describen los eventos geológicos y sus implicaciones con los esfuerzos In Situ. Se detallan dos métodos de estimación de esfuerzos horizontales en un bloque de roca fallado, los que tienen distinto enfoque pero llegan a resultados similares. El cuarto capítulo describe la influencia de la presión de poro en el comportamiento mecánico de la roca.

El quinto capítulo presenta un método de estimación de esfuerzos horizontales a través de registros geológicos para zonas pasivas con isotropía de esfuerzos horizontales. Se aplica la metodología con datos de registros de algunos pozos de campos petroleros mexicanos. El mismo capítulo presenta un programa de simulación analítica para obtener los perfiles de esfuerzos en una línea que está a cierta distancia de la superficie fallada. Se comprueba el estado de esfuerzos tensional en una zona cercana a falla normal, y un estado de esfuerzo compresional para zona cercana a falla inversa.

En el último capítulo se desarrollaron expresiones teóricas para predecir la ventana operativa de densidad de lodo equivalente necesario para perforar una roca cercana a una falla. Adicionalmente, se incluye una subrutina que toma en cuenta los cálculos de la simulación analítica para calcular las ventanas operativas de densidad de lodo equivalente.

## 1. MÉTODOS DE DETERMINACIÓN DE ESFUERZOS IN SITU

La determinación de los esfuerzos In Situ ha ido evolucionando con el transcurso de los años, debido a su gran importancia para el diseño de construcciones, minería y posteriormente en la industria petrolera.

Primero se hablaba de esfuerzos de sobrecarga o verticales y un promedio de esfuerzos horizontales debido a cargas gravitatorias. Luego se detectó que los esfuerzos horizontales no eran iguales, y se definieron los esfuerzos horizontales mínimos ( $\sigma_h$ ) y esfuerzos horizontales máximos ( $\sigma_H$ ) que constituía la evidencia de la existencia de actividad tectónica y la influencia de eventos geológicos en la vecindad del estrato.

Se puede clasificar la medición de los esfuerzos In Situ en :

- Método de estimación geológica.
- Métodos basados en núcleos.
- Métodos de medición directa.

### 1.1. Método de estimación geológica

Toda roca en el seno de la tierra, ha sufrido transformaciones y evoluciones a lo largo de su historia. Según el tipo de roca, su origen y evolución varía; si hablamos de un estrato sedimentario éste pudo ser expuesto a fuerzas tectónicas creando repetidos ciclos de elevación y depresión que en adición con la erosión, cambios en la velocidad y material de sedimentación, solución, precipitación y cementación, hacen que una explicación y descripción geológica del proceso de evolución del estado actual de la roca sea complicado<sup>1</sup>. Toda actividad y evento geológico afecta las propiedades mecánicas y el estado de esfuerzo actual de la roca, incluyendo la presión de poro de los fluidos que alberga.

#### 1.1.1. Esfuerzos en el subsuelo

Una formación en el subsuelo tiene que soportar el peso de la columna de formaciones que están por encima. El esfuerzo vertical es el resultado del peso de la columna homogénea del material que está por encima de la punto de estudio.

Para densidad constante  $\longrightarrow$   $\sigma_z = \rho gz$  (1.1)

Si la densidad varía con la profundidad  $\longrightarrow$   $\sigma_z = \int_0^z \rho(z)gz$  (1.2)

Se considera la dirección positiva de z hacia abajo. Cuando el esfuerzo vertical no considera la presión de poro, se habla de esfuerzo vertical total o litostático. El gradiente de sobrecarga del esfuerzo vertical varía entre 0.8 y 1.0 psi/pie<sup>1</sup>.

Esta estimación geológica inicialmente propuesta por Terzaghi y Richart<sup>2</sup> (1952), también llamado efecto Poisson, presenta la siguiente relación (ver la deducción en la sección 3.3.2):

$$\sigma_x' = \sigma_y' = \frac{\nu}{1-\nu} \sigma_z' \quad (1.3)$$

Donde:  $\sigma'$  = Esfuerzo efectivo (Considera presión de poro)

$\nu$  = Relación de Poisson

La ecuación (1.3) en forma general puede escribirse de la siguiente forma:

$$\sigma_x' = K_o \sigma_z' \quad (1.4)$$

Donde  $K_o$  constituye la relación del esfuerzo promedio horizontal efectivo (que es igual en x e y) entre el esfuerzo vertical efectivo o litostático. Otros autores la llaman coeficiente de la tierra en reposo.

Brown y Hoek<sup>3</sup> (1978) presentaron un interesante artículo comparativo de las diferentes mediciones de esfuerzos horizontales realizadas en Australia, Canadá, USA, Sudáfrica, Escandinavia, etc. La figura 1.1 muestran la recopilación de datos tabulados para varias regiones, estableciendo una correlación para los valores límites, por lo que se obtuvo :

$$100/Z + 0.30 \leq K_o \leq 1500/Z + 0.50 \quad (Z \text{ en metros}) \quad (1.5)$$

Para Fjaer<sup>1</sup> los valores de  $K_o$  puede variar significativamente, y están en relación con la correlación (1.5):

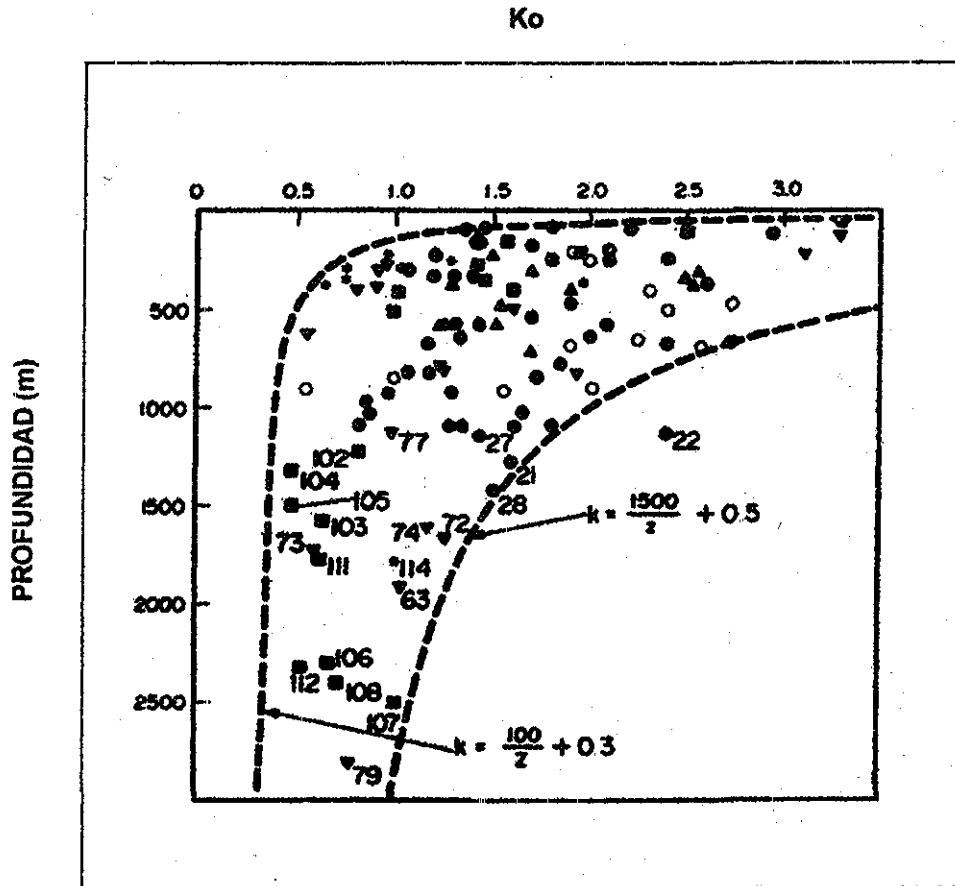


FIGURA 1.1 : Recopilación de datos tabulados de los Esfuerzos Horizontales medidos para varias regiones del mundo<sup>3</sup>. ▲=Canadá , ■ =Sudáfrica, ●=Australia, ▼= Estados Unidos, ○ =Escandinavia, \* = Otros.

Para profundidades someras (0 -150m.)

$$10 \leq K_o \leq 12$$

Para profundidades mayores a 1500m.

$$0.2 \leq K_o \leq 1.5$$

Gretener<sup>4</sup> (1981) presenta valores de los esfuerzos verticales y horizontales para zonas tectónicamente relajadas (sin evidencia de fallas recientes) en un estrato a 10,000 pies (3,048 m):

La densidad promedio total de la roca saturada en agua :  $2.3 \text{ g/cc} \leq \rho \leq 2.5 \text{ g/cc}$ .

El esfuerzo total de sobrecarga :  $9,500 \text{ psi} < \sigma_z < 11,000 \text{ psi}$

El gradiente de presión de agua :  $0.433 \text{ psi/pie} < P_f < 0.48 \text{ psi/pie}$

La presión normal de formación:  $4,300 \text{ psi} < P_f < 4,800 \text{ psi}$

El esfuerzo efectivo de sobrecarga:  $4,700 \text{ psi} < \sigma'_z < 6,700 \text{ psi}$

Debido a que ningún sedimento está bajo condiciones perfectamente elásticas durante toda su evolución, proceso de formación que duró varios millones de años,

constituye un riesgo utilizar la ecuación (1.4) para estimar los esfuerzos horizontales efectivos de la formación. Además, la relación de Poisson obtenida en laboratorio no debe ser utilizada para dicho efecto.

Existe otro inconveniente, la naturaleza anisotrópica de muchos estratos, cuyas propiedades mecánicas varían con respecto a la dirección. Para un análisis del efecto de anisotropía los geofísicos utilizan el concepto de Isotropía transversal, que es una herramienta muy útil (Thiercelin<sup>5</sup> 1994, Amadei y Asoc.<sup>6</sup> 1987). Adicionalmente no se toma en cuenta la deformación térmica ocasionada por las elevadas temperaturas en el seno de la tierra ni las aportaciones tectónicas en zonas tectónicamente activas.

## **1.2. Métodos basados en núcleos**

### **1.2.1. Recuperación de la deformación no elástica (Anelastic Strain Recovery)**

Existe otro tipo de deformación adicional a la deformación elástica instantánea que actúa luego de que el núcleo es dejado en reposo por el lapso entre 10 y 50 horas: deformación no elástica. Esta deformación dependiente del tiempo (también llamada Creep) se origina debido a la naturaleza viscoelástica que presentan ciertas rocas ya sean secas o saturadas con agua.

Se trabaja principalmente con núcleos previamente orientados, los cuales deben ser mantenidos a temperatura constante para evitar efectos térmicos, y un porcentaje de humedad que permanece controlado. El procedimiento utilizado es el siguiente:

- Se mide la deformación vertical que es supuesta deformación principal.
- Se miden tres deformaciones adicionales separadas 45° en dirección horizontal.

La orientación y magnitud de los esfuerzos horizontales máximos y mínimos es inferida de los datos obtenidos al medir las cuatro deformaciones anteriores. Para esto existen dos métodos importantes de medición, el primero propuesto por Blanton<sup>7</sup> (1989) y el segundo por Warpinski y Teufel<sup>8</sup> (1986). Ambos métodos utilizan el mismo principio de medición.

### 1.2.2. Análisis de las curvas diferenciales de deformación

Utiliza el mismo principio básico del método anterior, la diferencia es que da más énfasis a la orientación de las grietas y fracturas que aparecen en el núcleo luego de que es sacado del seno de la tierra. La importancia de verificar la distribución, orientación y cantidad de grietas estriba en que contienen información suficiente como para establecer la orientación y las magnitudes de los componentes de los esfuerzos principales que la roca experimentaba previamente<sup>1</sup>. Normalmente que la mayoría de las grietas y fracturas se abren en dirección al máximo esfuerzo horizontal (perpendicular al mínimo esfuerzo horizontal).

El procedimiento utilizado es el siguiente:

- Se toman las mediciones de las deformaciones no elásticas del núcleo bajo condiciones de carga y recarga hidrostática variable. Para ello se eligen varias direcciones.
- Se grafican las deformaciones vs. los esfuerzos bajo diferentes direcciones, obteniendo así, varias curvas que mostrarán los efectos no lineales del cierre de las grietas.
- Por hipótesis, la deformación total asociada con el cierre de las grietas es proporcional al esfuerzo In Situ, y su constante de proporcionalidad es obtenida de la deformación vertical obtenida asumiendo que se conoce el esfuerzo vertical (peso de la columna de roca que está por encima de la muestra).
- Con núcleos orientados se puede establecer la orientación del campo de esfuerzos, ya que la mayoría de las grietas ocurren en dirección al máximo esfuerzo.

### 1.2.3. Emisiones acústicas y anisotropía de corte acústico (Shear Acoustic Anisotropy)

Las emisiones acústicas realizadas en laboratorio nos proveen correlaciones para obtener algunas propiedades de la roca. También pueden proveer información importante sobre el estado de los esfuerzos In Situ.

El principio de funcionamiento se basa en la utilización de transductores que son excitados bajo un rango de frecuencias que puede estar limitada por el tamaño del núcleo

de prueba. Para muestras normales<sup>1</sup> con un tamaño entre 5 y 10 cm. las frecuencias de ensayo oscilan entre 100 khz y 1Mhz. Así, se obtienen mediciones bajo un espectro amplio de frecuencias.

El método, que fue desarrollado por Mobil, consiste en hacer propagar ondas acústicas de corte a través de un núcleo. La energía de las ondas va a ser polarizada debido a las microfracturas de la muestra en dos ondas perpendiculares, las que serán captadas por dos transductores a medida que se va rotando la muestra. Estos transductores determinarán el azimut de los Esfuerzos Horizontales máximos (Yale, Rodríguez<sup>9</sup> 1994).

Este método es utilizado para determinar la orientación del esfuerzo máximo horizontal, que como ya se dijo anteriormente, las microfracturas ocurren en dirección del esfuerzo máximo horizontal.

### 1.3. Métodos de medición directa

Utiliza principalmente las mediciones provenientes de los fracturamientos hidráulicos con gastos pequeños, tal es el caso de:

- Pruebas de Fracturamiento Hidráulico o Minifrac (ISIP).
- Leak Off Test (LOT) o prueba de goteo.

#### 1.3.1. Pruebas de Fracturamiento Hidráulico (Microfrac y Minifrac)

Una descripción ilustrativa es la que dan De Bree y Walters<sup>10</sup> (1989). La prueba del Microfrac consiste en bombear volúmenes entre 2-100 gal. (para el Minifrac 10 a 100 barriles) a un gasto entre 1 y 10 gal/min (5 –10 barriles/min para el Minifrac) sobre una zona aislada que oscila entre 4 y 15 pies. La figura 1.2 representa dos gráficas que muestran el bombeo escalonado que resulta de las pruebas de Micro/Minifrac. La superior tiempo (t) vs. presión(P) y la inferior gasto (Q) inyectado vs. tiempo (t)

Siguiendo la figura 1.2 , se pueden observar los ciclos de bombeo cortos para presurizar un intervalo perforado. Cada ciclo es seguido de un periodo de cierre de pozo que dura entre 15 y 20 minutos. Las curvas que resultan de la declinación que sufre la presión de cierre obtenidas luego de varios periodos de cierre, son utilizadas para obtener los esfuerzos totales mínimos. Se pueden definir claramente tres secciones de prueba: la



primera, las pruebas de goteo de pre-fracturamiento; la segunda, las pruebas de goteo posteriores al fracturamiento y la última, la prueba de inyección ajustada

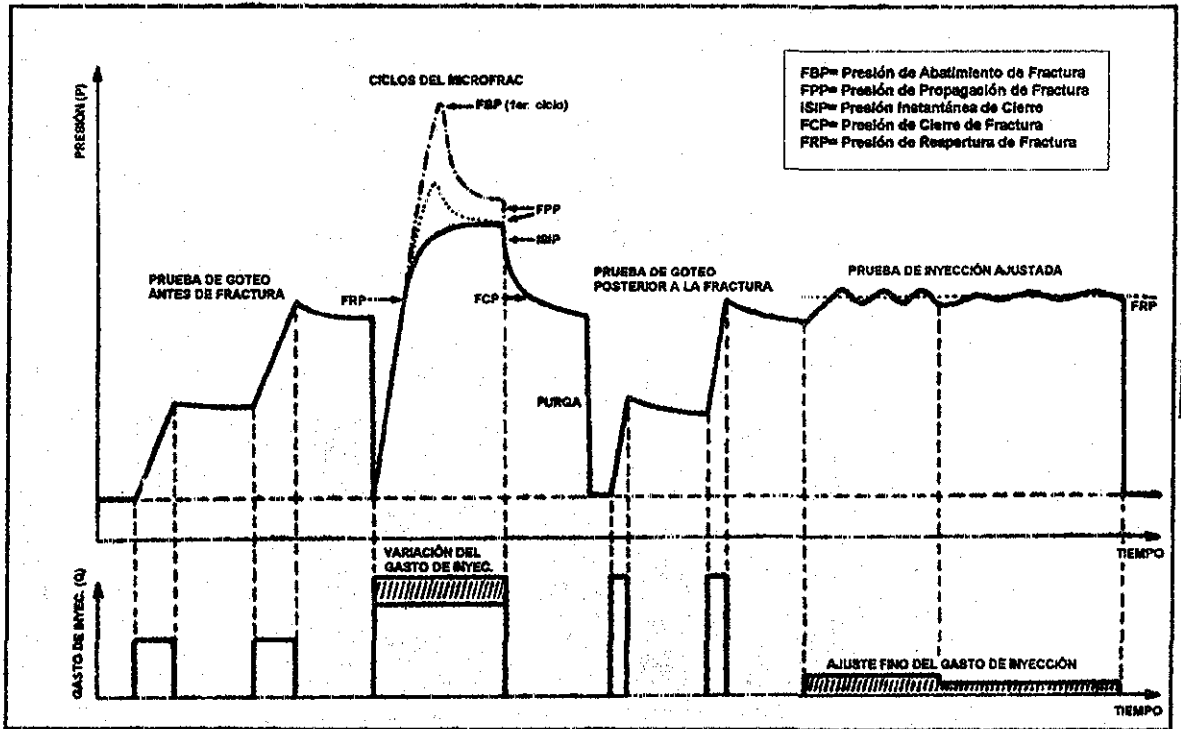


FIGURA 1.2 : Perfil de presión vs. tiempo, incluye las etapas de pre-fractura, post-fractura e inyección ajustada<sup>10</sup>

Luego de dos periodos de pre-fractura, se observa (Fig 1.2) el primer punto de inflexión que define un punto conocido como Presión Instantánea de Cierre (ISIP). Aunque el ISIP es frecuentemente interpretado como el límite superior del esfuerzo mínimo total, éste equivale a la presión que mantiene la fractura abierta al flujo, y puede acercarse a los valores alcanzados por la Presión de Propagación de la Fractura (FPP) para pérdidas de fricción pequeñas. Pero se puede obtener una medida más real del esfuerzo mínimo horizontal obteniendo la Presión de Cierre de Fractura (FCP). Esta presión puede ser identificada como el segundo punto de inflexión sobre la curva de declinación por debajo del ISIP. En la práctica la determinación del FCP es subjetiva<sup>10</sup>, por lo que se debe establecer procedimientos especiales para su determinación. Uno de esos procedimientos es el encontrar la Presión de Resapertura de Fractura (FRP), que es el punto de inicio donde la presión crece durante la inyección y comienza a desviarse de la línea recta. Para gastos pequeños la FRP es aproximadamente igual a la FCP. Esta misma presión puede ser obtenida con la prueba de inyección ajustada, que es consiste

TESIS CON  
FALLA DE CODICEN

en mantener la presión de inyección en el valor de la presión FRP (estimada de pruebas iniciales), claro está, que la presión inyectada oscilará formando pequeños picos (positivos y negativos, apertura y cierre de fractura) los que nos darán valores más aproximados de FRP y FCP respectivamente. Este ajuste de presión a un valor casi constante, dará la magnitud del esfuerzo horizontal mínimo.

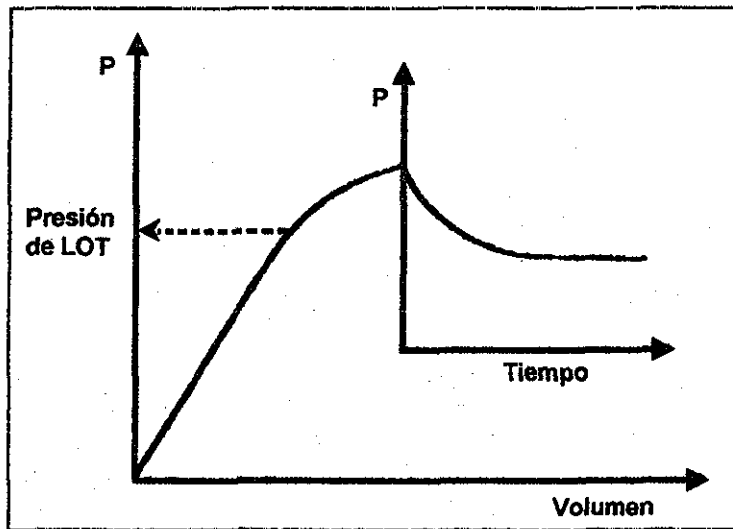
Detournay y Asoc.<sup>11</sup> (1989), presentan una discusión sobre la validez de los resultados de las pruebas de Micro/Minifrac en rocas porosas. Argumentan su posición en los siguientes puntos:

- No se puede suponer concentración de esfuerzos elásticos alrededor del agujero porque la roca saturada de fluido no responde elásticamente, excepto en algunos casos.
- El estado de esfuerzos alrededor del agujero y en las vecindades de la fractura hidráulica es alterada por la difusión del fluido de fractura en la roca.
- Durante la perforación del agujero, el rápido drenaje del fluido de la roca saturada provoca un impacto en la concentración de esfuerzos.
- La roca es caracterizada por el módulo elástico de la roca drenada, mientras que la roca rara vez es caracterizada por el módulo de roca no drenada.
- El máximo esfuerzo tangencial no se encuentra en las paredes del agujero como predice el análisis elástico, en rocas porosas se encuentra dentro de la roca. Para tiempos mayores los esfuerzos tangenciales de las paredes adquieren los valores máximos.

### **1.3.2. Prueba de Goteo (Leak Off Test)**

Normalmente las pruebas de Microfrac no son utilizadas durante la perforación debido a su elevado costo. Es de práctica común utilizar durante la perforación el método de prueba de goteo (LOT) que es más rápido, y además es usado para verificar que la zapata de las TR estén bien asentadas y cementas evitando el riesgo de la fractura de la formación.

La prueba LOT consiste en cerrar el pozo utilizando los preventores. El lodo es bombeado a bajo gasto hacia el pozo a través de la sarta de perforación, se toman los valores de las presiones en función del tiempo y de los volúmenes inyectados. Se registran las presiones hasta que la formación comienza a admitir el fluido, momento en el que se deja de bombear. El punto donde la presión se desvía de la línea recta de presurización constituye la presión de goteo (figura 1.3). El valor de la presión LOT se acerca al valor de la presión ISIP obtenida mediante el Microfrac, pero por lo general dan valores mayores en un 10%.<sup>12</sup>



TESIS CON FALLA DE ORIGEN

FIGURA 1.3: Representación de la Prueba de Goteo.<sup>1</sup>

Breckels y van Eekeln<sup>12</sup> (1982), presentan unas correlaciones que son el resultado de analizar los datos de pruebas de goteo y de fracturamiento hidráulico en la Costa del Golfo de EE UU, Venezuela, Brunei, Asia y Holanda.

Las correlaciones para estimar los esfuerzos horizontales en función a la profundidad y las presiones de formación anormales son las siguientes:

- Región Costera de EE UU (1.6)

$$\sigma_h = 0.197D^{1.145} + 0.46(P_f - P_{fn}) \text{ para } D < 11,500 \text{ pies}$$

$$\sigma_h = 1.167D - 4,596 + 0.46(P_f - P_{fn}) \text{ para } D > 11,500 \text{ pies}$$

- Lago Maracaibo- Venezuela (1.7)

$$\sigma_h = 0.227D^{1.145} + 0.49(P_f - P_{fn}) \text{ para } D < 10,000 \text{ pies}$$

- Brunei- Asia (18)

$$\sigma_h = 0.210D^{1.45} + 0.56(P_f - P_{fn}) \text{ para } 5,900 < D < 9,200 \text{ pies}$$

Donde:

- $\sigma_h$  = Esfuerzo horizontal mínimo (psi)
- $P_f$  = Presión de formación (psi)
- $P_{fn}$  = Presión de formación normal (psi)
- $D$  = Profundidad (pies)

### 1.3.3. Medición de la ovalidad del agujero

La herramienta de registro Caliper mide el diámetro del agujero perforado utilizando dispositivos de cuatro y seis patas, los cuales detectan las irregularidades en las paredes del agujero, pero principalmente se logra establecer la ovalidad o elipticidad (break-outs) del mismo.

En algunos casos, la variación del diámetro del agujero está relacionada con el comportamiento mecánico de la formación, ya que en formaciones frágiles en un plano horizontal anisotrópico, los esfuerzos horizontales generan ovalamiento en el agujero<sup>1</sup>. Se puede afirmar también que para formaciones isotrópicas en el plano horizontal, la ovalidad del agujero indica la dirección de un esfuerzo principal, ésta tomará como dirección preferente la del esfuerzo mínimo.

Zoback<sup>13</sup>(1985) realizó una observación detallada del alargamiento o ensanchamiento de los agujeros de algunos pozos utilizando telemetría ultrasónica. Concluyó que las fallas que se presentaban en las regiones que rodean al agujero están fuertemente controladas por la magnitud y orientación del campo de esfuerzos In Situ y que el modelo elástico de falla de Mohr predecía muchas de las formas de los agujeros. Demostró que era posible determinar la magnitud del esfuerzo principal horizontal con las mediciones de forma y ovalidad de los agujeros.

Pero no siempre la deformación elástica es regla en el ensanchamiento, ya que, se puede incurrir en errores si no se considera el ensanchamiento dependiente del tiempo debido al carácter viscoelástico de algunas rocas. Un ejemplo de lo afirmado, son los resultados obtenidos por Yale y Rodríguez<sup>9</sup> en el Campo Scott del mar del Norte para 17

pozos, donde la ovalidad presentada por los agujeros daban cuenta que los esfuerzos horizontales no eran iguales. Se observó que la dirección del esfuerzo horizontal máximo es paralela al ensanchamiento y que el mismo era de 2 a 10 veces mayor que el causado por una deformación elástica.

## 2. PRINCIPALES EVENTOS GEOLÓGICOS

Los eventos geológicos de cualquier estrato en el interior de la tierra, se definen como aquellos defectos o alteraciones estructurales naturalmente producidas o provocadas por agentes externos. Estos defectos estructurales provocan alteraciones en las propiedades de la roca y en las comportamiento estático o dinámico del estrato.

En Geología Estructural<sup>15</sup> existen tres categorías de estructuras fundamentales:

- **Contactos:** Constituyen las fronteras que separan un cuerpo rocoso de otro. Incluyen los contactos de deposición o sedimentos, inconformidades, contactos intrusivos (ígneos o sedimentarios), contactos de falla y contactos en zonas de corte.
- **Estructuras Primarias:** Son las estructuras que aparecen durante la formación de un cuerpo rocoso. Por ejemplo, en el sedimento antes que éste se convierta en roca sedimentaria; en lava o magma antes que pase a ser roca volcánica o roca ígnea intrusiva. Generalmente reflejan las condiciones locales o ambientales de la formación de la roca. Ejemplos: la estratificación cruzada o las marcas en forma de ola que aparecen en las areniscas; las cavidades formadas por burbujas de gas o la textura fibrosa en el basalto.
- **Estructuras Secundarias:** Se forman en las rocas sedimentarias o ígneas luego de su litificación y en las rocas metamórficas durante y después de su formación. Las deformaciones regionales son asociadas con los esfuerzos creados por estructuras secundarias. En lugares donde existe deformación local activa, la distinción entre estructuras primaria o secundaria a veces se torna dificultosa y arbitraria, ya que, algunas rocas secas no han tenido el tiempo suficiente para litificarse. Las estructuras fundamentales son: Las fracturas por tensión y corte; las fallas; los pliegues; clivajes; foliaciones, y zonas de corte.

Durante las operaciones de perforación petrolera existen innumerables problemas asociados a las estructuras secundarias, que ocasionan inestabilidad del pozo, pérdidas de circulación, fractura de la formación, colapsos, etc. Los problemas operativos originan a su vez pérdidas económicas importantes y de tiempo. El presente trabajo dedicará más atención a las estructuras secundarias, pues son éstas las responsables de una

redistribución de la orientación y magnitud de esfuerzos in situ. También se estudiarán las intrusiones sedimentarias como las de sedimento suave y las de domos salinos que ocasionan redistribuciones en los esfuerzos originales en el subsuelo.

## 2.1. Fracturas y Grietas <sup>15,16</sup>

Las fracturas del latín "fractus", son fisuras planas y suaves que interrumpen la cohesión de las rocas. A lo largo de ellas existe un movimiento relativo casi imperceptible que permite su caracterización. Se presentan en juegos o familias de fracturas.

Las fracturas se pueden clasificar:

- Fracturas por tensión (Modo 1): El movimiento relativo es perpendicular a las paredes de la fractura. El movimiento paralelo al plano de la fractura es prácticamente despreciable. Su origen se debe a esfuerzos de tensión tectónica o esfuerzos térmicos que obligan a la roca a estirarse. Fig. 2.1(A).

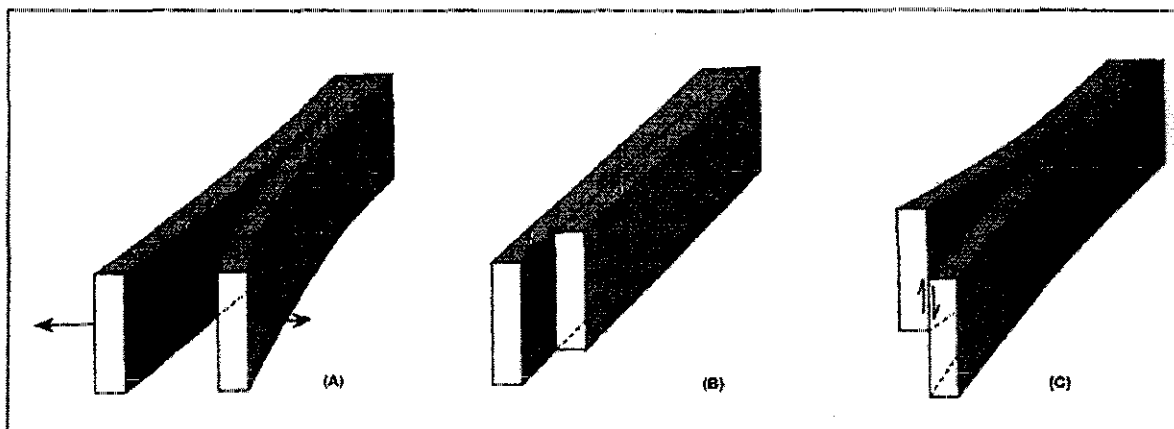


FIGURA 2.1: Caracterización de las fracturas mediante el movimiento relativo de las superficies de la fractura (A) Fractura por tensión. (B) Fractura por corte. (C) Fracturas Oblicuas <sup>16</sup>

- Fracturas por corte (Modo 2): El movimiento relativo es paralelo a la superficie de la fractura, debida a esfuerzos de corte. No existe fractura por tensión. Son especialmente abundantes en rocas que han sufrido plegamiento o falla. Figura 2.1(B).
- Fracturas oblicuas (Modo 3): Son aquellas que tienen desplazamiento relativo perpendicular y paralelo debido a un efecto conjunto de tensión y corte. Se define como grietas a aquellas fracturas que tienen un desplazamiento normal pequeño, y ningún (o muy pequeño) desplazamiento paralelo. Figura 2.1(C).

## 2.2. Fallas geológicas

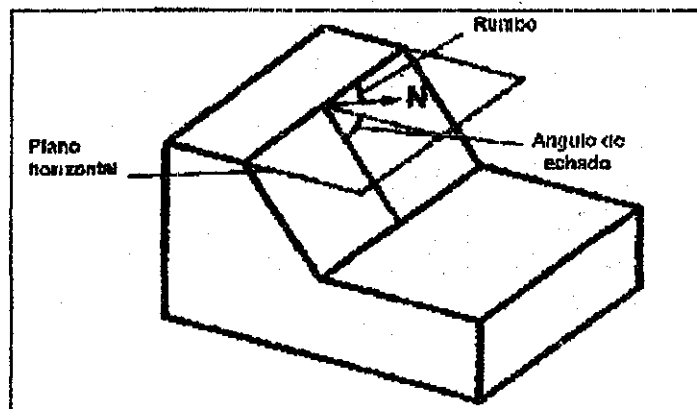
Las fallas se definen como fracturas debidas al corte con desplazamiento relativo entre los bloques o lados opuestos que forman parte del plano de la fractura. Las fallas ocurren por lo general en regiones con actividad tectónica, y si existe movimiento tectónico, la falla es el resultado de una fractura en la continuidad de una formación geológica.

Mecánicamente, la roca falla por corte como resultado de un esfuerzo de tensión, compresión o torsión que actúa sobre la masa de la roca. El desplazamiento relativo sobre el plano de falla puede ser de unos pocos centímetros hasta kilómetros, dependiendo del tipo de falla. Cuando se habla en escala de centímetros, nos referimos a fracturas de corte; la fallas en escala de milímetros constituyen las microfallas.

### 2.2.1. Tipos de falla

Una falla divide a la roca y la corta en dos componentes o bloques, uno superior (superficie soportada) que se mueve sobre la superficie inferior (superficie portante).

La figura 2.2 muestra los componentes de una falla, que sirven para caracterizarla e identificarla.



TESIS CON  
 FALLA DE ORIGEN

FIGURA 2.2: Componentes principales para describir una falla.<sup>1</sup>

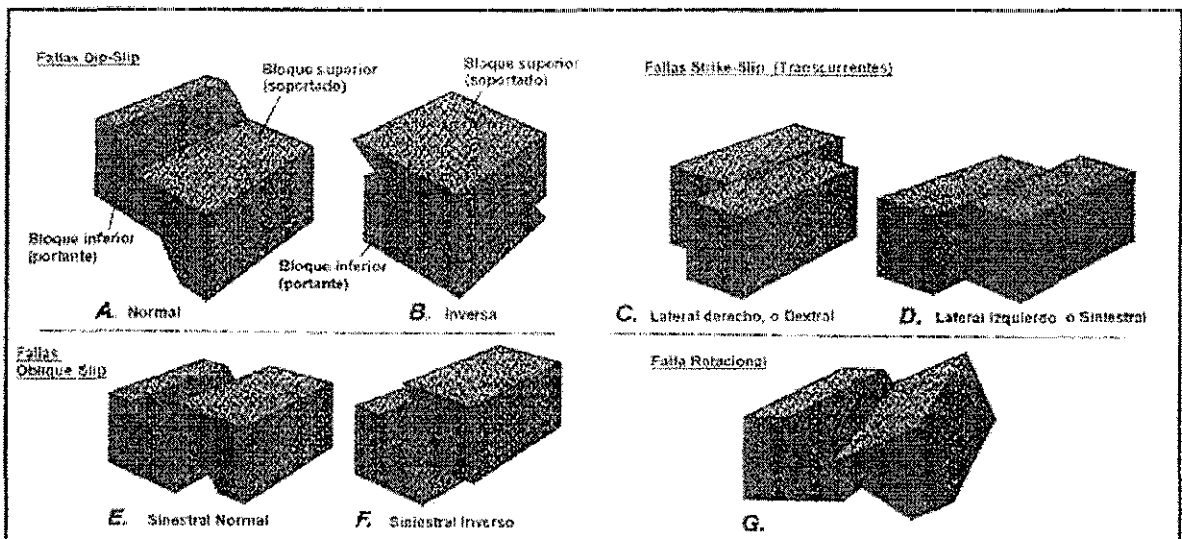
- Vector Rumbo (strike), es la línea horizontal formada por la intersección del plano horizontal y la capa o plano inclinado y está dada en grados relativos a la dirección del compás.



- Angulo de inclinación o echado(dip), es el ángulo formado entre el plano horizontal y el plano inclinado. Está expresado en grados. Cuando la falla tiene un ángulo mayor 45° forma una falla con inclinación elevada. Si es menor o igual a 45° las fallas tienen inclinación baja.

La clasificación de fallas de más utilidad es la referida a su desplazamiento relativo, que constituye la distancia neta y dirección de movimiento del bloque superior respecto del bloque inferior. Entonces las fallas pueden ser :

- Falla Dip-Slip : Cuando el movimiento relativo (slip) del bloque superior es paralelo al ángulo de inclinación o echado. Esta puede ser Falla normal o inversa, según la dirección del movimiento relativo. Ver figura 2.3 A y B.



TESIS CON  
 FALJA DE ORIGEN

FIGURA 2.3: Clasificación de las fallas según el desplazamiento relativo.<sup>16</sup>

- Falla Strike-Slip : Cuando el movimiento relativo es paralelo al vector rumbo de la superficie de la falla. Las fallas pueden ser de movimiento lateral derecho (diestro), o movimiento lateral izquierdo (sinistro). Son conocidas generalmente por fallas transcurrentes. Figura 2.3. C y D.
- Falla Oblique-Slip : El movimiento relativo es oblicuo, es decir, se mueve paralelo a la inclinación y paralelo al rumbo. Puede ser descrito como un suma de los componentes de las dos fallas anteriores. Figura 2.3. E y F.
- Falla Rotacional: Como la figura 2.3.G. lo muestra, el movimiento relativo cambia rápidamente con la distancia horizontal a lo largo de la falla.

En el capítulo siguiente se dará una explicación más detallada de estas fallas, desde el punto de vista dinámico, analizando la orientación de los esfuerzos principales.

### 2.2.2. Estructuras asociadas a fallas

Las capas estratificadas que están cerca de las fallas van a curvarse en dirección opuesta al movimiento de los bloques que forman la falla, formando los **pliegues por arrastre**, ver figura 2.4 A y B. La posición relativa de los estratos respecto a la orientación del plano de falla es importante para que exista la estructura asociada, figura 2.4 C. Cuando la dirección de plegamiento es en el mismo sentido que del movimiento de los bloques opuesta a los pliegues por arrastre, se forman **anticlinales enrollados**, fig. 2.4 D.

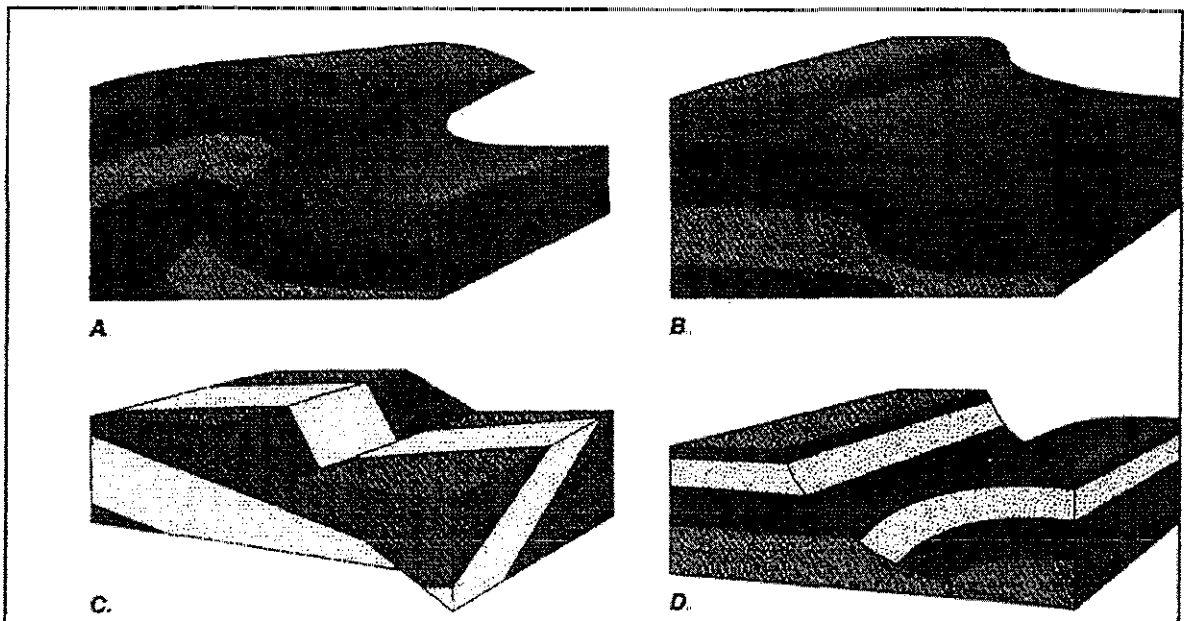


FIGURA 2.4: Pliegues de arrastre en capas sedimentarias. (A) Falla Inversa, (B) Falla Normal, (C) Capas perpendiculares al plano de falla no se pliegan, (D) Anticlinales enrollados<sup>16</sup>

Existen otros tipos de fallas asociadas a la falla normal. La **Falla Lútrica Normal** se muestra en la figura 2.5., la cual presenta una curvatura provocada por el movimiento de rotación de las capas adyacentes originando una falla curvilínea. La característica principal de este tipo de falla es que el extremo de la falla más profundo tiende a tomar una dirección paralela a las capas vecinas.

TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN

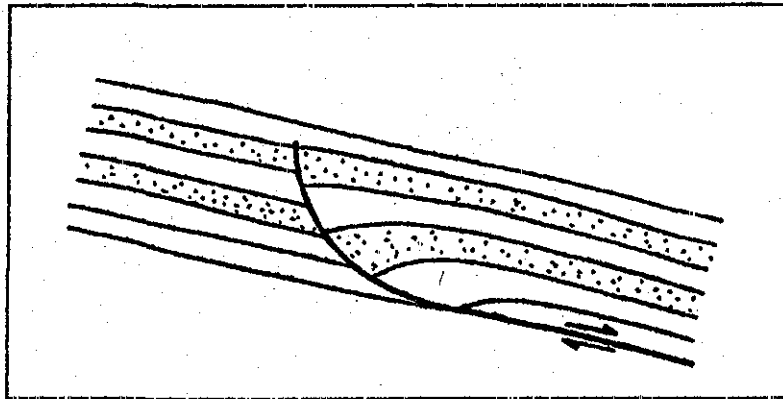


FIGURA 2.5: Falla Lítrica Normal.<sup>4</sup>

Asociado a este tipo de falla está la **Falla de crecimiento** (Growth), que difiere al anterior debido a que el espesor de las capas que lo forman es mayor. Varios investigadores<sup>4</sup> consideran que este tipo de falla está relacionado al diapirismo de las lutitas. Por ejemplo, si una falla de crecimiento ocurre en la cima de una lutita sobrepresionada de espesor considerable, las condiciones para que ocurra un diapirismo son óptimas. Otra estructura importante es la **Falla de separación** (Detachment), que es una falla de ángulo de inclinación mínima que delimita el alcance de la zona fallada y deformada con la región que no está fallada.

### 2.3. Pliegues

Los pliegues constituyen las estructuras geológicas más espectaculares de la tierra. Es difícil entender el origen de los plegamientos, pero se puede generalizar que muchas circunstancias tectónicas son las responsables, y que el comportamiento dúctil de las rocas a elevadas profundidades hace posible su formación.

Los estratos a una profundidad considerable tienen un comportamiento como el de material dúctil, debido a los elevados esfuerzos de confinamiento y temperatura. Este comportamiento en algunos casos excede el límite elástico y tienden a comportarse como rocas plásticas, cuyo cambio de forma y volumen originan los pliegues.<sup>1</sup>

Este plegamiento puede aparecer en varios grados de intensidad, dependiendo de las fuerzas que actúan tangencialmente a la superficie de la tierra. La naturaleza de la roca y su rigidez, determinarán si la formación se fracturará o se plegará.

La industria petrolera es la responsable de la investigación de los pliegues, su geometría, su comportamiento y origen. Su importancia radica en que estas estructuras forman parte de trampas estructural de aceite y gas, que contienen la migración de hidrocarburos procedentes de estratos más profundos.

### 2.3.1. Anticlinales y Sinclinales

Un **Anticlinal** es un pliegue que toma la forma convexa en la dirección al estrato más joven en la secuencia plegada, Fig. 2.6.A. Normalmente pensamos que el anticlinal siempre tiene su cima hacia arriba, pero puede seguir siendo anticlinal la estructura de la figura 2.6.B. En este caso, si tomamos de referencia el estrato más joven (Cretácico), la convexidad siempre va estar en dirección al estrato más joven.

La figura 2.6.C muestra un **Sinclinal**, que es una estructura que presenta su forma convexa en dirección al estrato más viejo de la secuencia plegada. Lo misma ocurre con el sinclinal invertido (figura 2.6.D)

### 2.3.2. Elementos de geometría de los pliegues<sup>15</sup>

Debido a que existe una gran variedad de pliegues en cuanto a su forma, tamaño, orientación y configuración, es necesario dividir el pliegue en elementos de descripción para caracterizarlo. Se toma como referencia un perfil normal. Ver figura 2.7.

- Alas (Limb): son los flancos de los pliegues.
- Articulación (Hinge): Es el punto o zona donde existe la máxima curvatura sobre la superficie plegada.
- Los puntos de inflexión de las alas unen los segmentos de convexidad opuesta.

Línea de articulación, es el eje que cruza a todo el pliegue pasando por todos los puntos de máxima curvatura. La inclinación de la línea de articulación da la orientación del pliegue o su actitud.

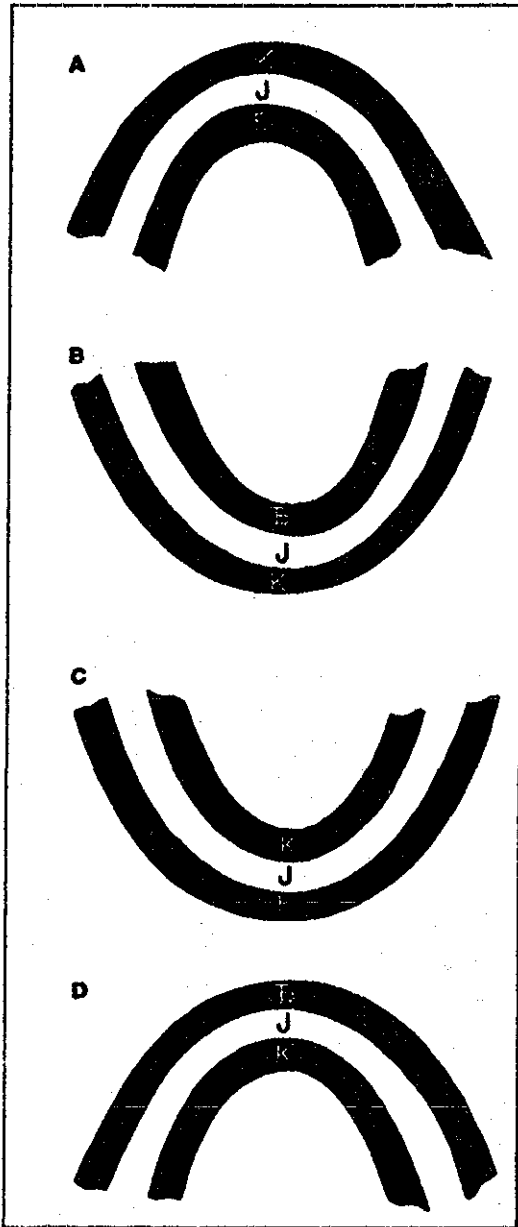


FIGURA 2.6 : Tipos de pliegues. Triásico (TR), estrato más viejo. Cretácico (K), estrato más joven. Jurásico(J) (A) Anticlinal, (B) Anticlinal invertido, (C) Sinclinal, (D) Sinclinal invertido. <sup>15</sup>

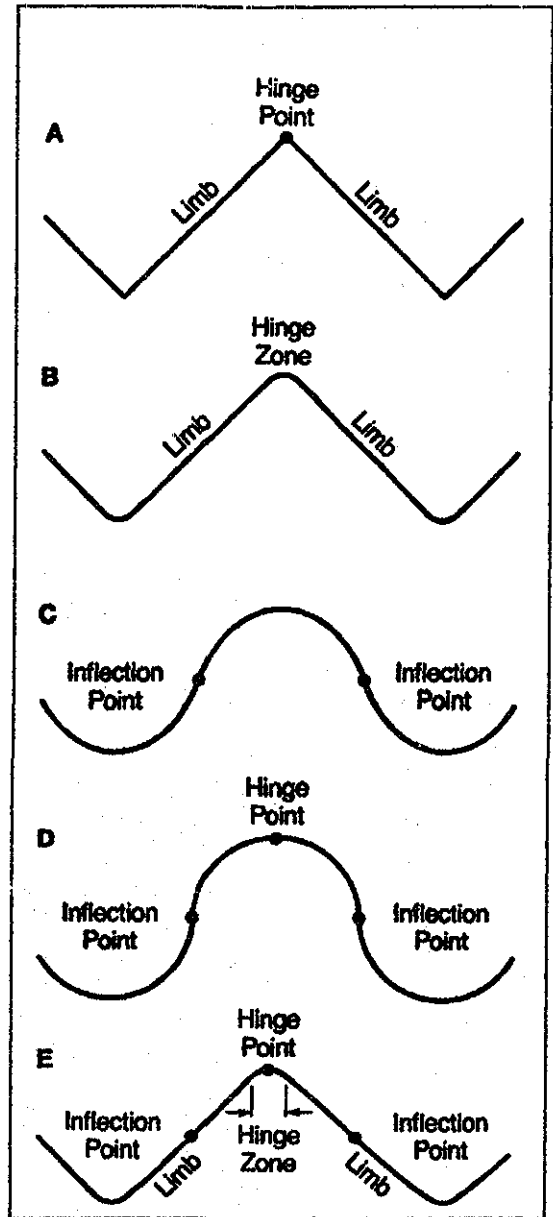
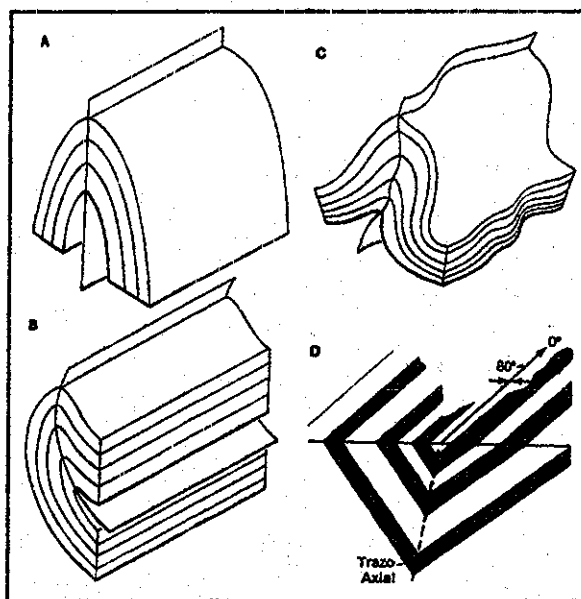


FIGURA 2.7 : Elementos geométricos de una superficie simple plegada.<sup>15</sup> (A) Pliegue angular. (B) Pliegue con articulación zonal. (C) Alas curvadas con punto de inflexión. (D) Pliegue formado por arcos circulares perfectos. (E) Pliegue con todos los elementos anteriores.

TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN

- La superficie formada por todas las líneas de articulación constituye la superficie axial, otro elemento geométrico de descripción (Figura 2.8-A, B, C). Si la superficie es plana, se denomina plano axial. La orientación de la superficie axial está descrita, al igual que las fallas, con los vectores de inclinación y desplazamiento.
- Se define como trazo axial, a la línea de intersección de la superficie axial con otro tipo de superficie. Figura 2.8-D.



TESIS CON FALLA DE ORIGEN

**FIGURA 2.8 :** (A) Pliegue con plano axial. (B) Pliegue con superficie axial curvilínea. (C) Con superficie axial irregular. (D) Trazo axial, vista en sección transversal. <sup>15</sup>

### 2.3.3. Formas características de los pliegues <sup>15</sup>

Siguiendo la Figura 2.9. presenta varias formas comunes de pliegues.

- Pliegue Chevron : Presenta alas planas, que se encuentran en un punto de articulación discreto, o en una zona de articulación muy restringida. Fig. 2.9.A.
- Pliegue Cuspate: Tiene alas curvadas, que son opuestas en sentido a la mayoría de los pliegues ordinarios. Fig. 2.9.B.
- Pliegue Circular y Elíptico: Son los presentados en las figuras 2.9 C y D, su perfil característico tiene forma de arco circular o elíptico, según el caso.
- Pliegue Encajonado: Cuando está formado por tres alas planas conectadas por articulaciones puntuales o estrechas. Fig. 2.9.E.
- Pliegue Lágrima: Son los pliegues cuyas superficies curvadas se asemejan a una gota de lágrima. Fig. 2.9.F.

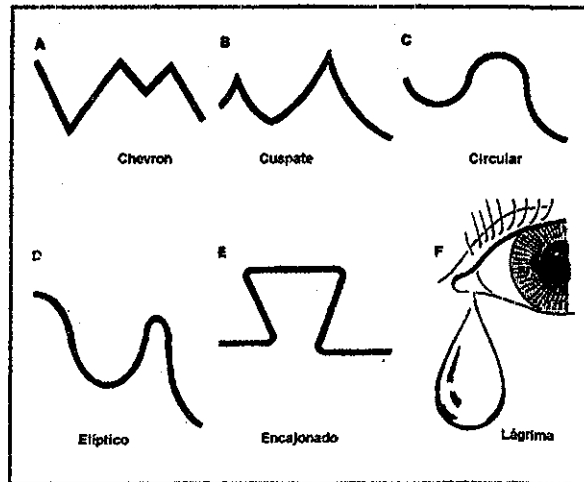
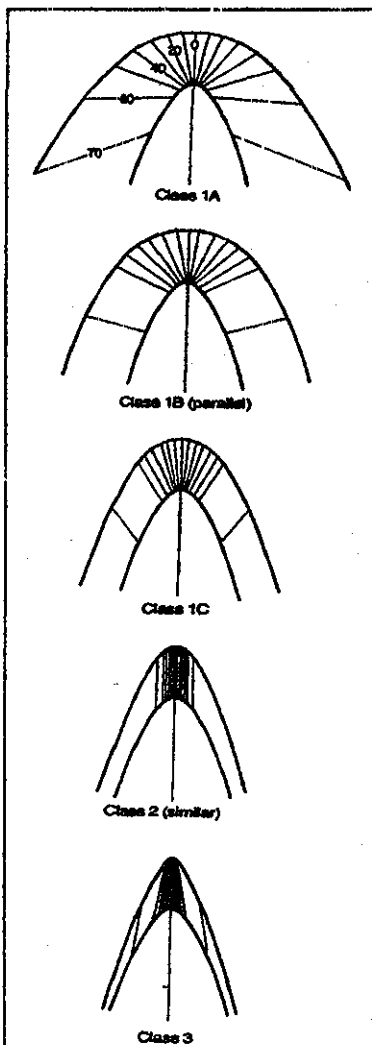


FIGURA 2.9 : Formas comunes de los pliegues.<sup>15</sup>

TESIS CON FALLA DE ORIGEN

2.3.4. Clasificación adicional

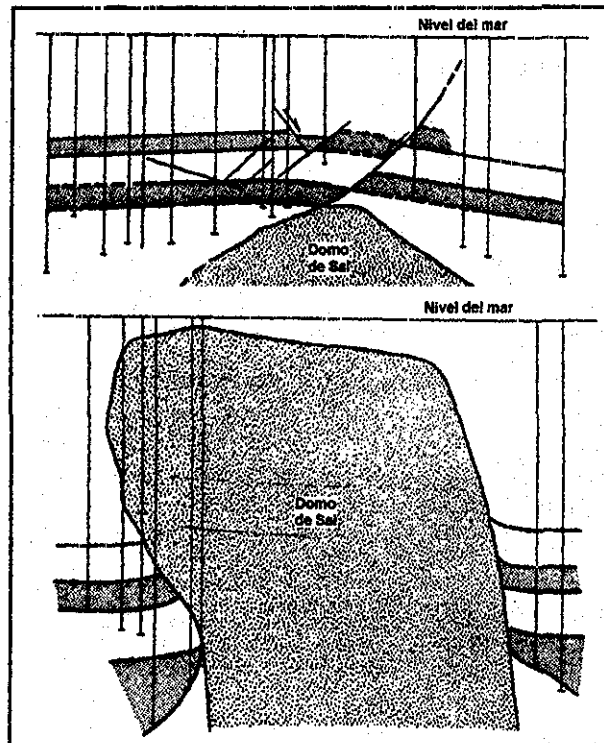


- Según el ángulo medido entre las alas que forman el pliegue, pueden ser :Gentil (170°), Abierto (90°), Apretado (10°), Isoclinal (0°)
- Según la simetría: Simétricos y Asimétricos.
- En base al espesor de las capas plegadas: concéntricos o paralelos, similares.
- En función a su espesor y curvatura relativa. La figura 2.10 identifica los tipos de pliegues basados en lo mencionado anteriormente.

FIGURA 2.10 : Clasificación de los pliegues según espesor y curvatura relativa a los estratos plegados.<sup>15</sup>

## 2.4. Intrusión Sedimentaria: Domo Salino

La Sal es una roca sedimentaria que juega un papel muy importante en la geología estructural debido a su baja densidad (2.17 a 2.2 gr/cc) y a su baja viscosidad equivalente. La figura 2.11 muestra un domo salino, que forma parte de las rocas metamórficas debido a que es el producto de un continuo proceso de flujo y recristalización.



TESIS CON  
 FALLA DE ORIGEN

FIGURA 2.11: Ejemplos de Domos Salinos en el subsuelo marino.<sup>17</sup>

Los domos salinos son ejemplos de cuerpos rocosos que se mueven hacia arriba traspasando los estratos superiores. El fenómeno que ocasiona este tipo de eventos es llamado **diapirismo**, que no es otra cosa el movimiento debido a la diferencia de densidades entre la sal y las rocas más pesadas de los estratos superiores. La roca salina está conformada del mineral Halita (fórmula química NaCl), cuya característica principal es que su densidad es invariante con la profundidad, es decir, no existen efectos de compactación al incrementar la columna de sobrecarga con la profundidad<sup>18</sup>. Esto se puede observar en el registro sísmológico, cuya velocidad sísmica permanece casi constante (4,500 m/s) independientemente de la sobrecarga. Algunas impurezas están



presentes en los domos salinos, como son las Anhidritas ( $\text{CaSO}_4$ ) cuya densidad es de alrededor de 2.98 g/cc (velocidad sísmica de 6,000 m/s).

El diapirismo produce una inversión de densidades en la cima del domo salino. Las rocas clásticas sedimentarias son compactables en varios grados, por lo que la densidad se incrementa a medida que se incrementa la profundidad de sobrecarga. En una sección que contiene un intervalo de sal, va a existir una profundidad crítica en la que existirá una inversión de densidades en la cima del domo salino. Jeron<sup>18</sup>(1986) propone una profundidad crítica entre 2,000 y 3,250 pies (600 a 1,000 m) que en realidad vendría a ser el espesor de una secuencia clástica normal. Estos 1,000 m de roca (sobrecarga) constituyen la condición inicial para que la sal adquiera movimiento, este valor es relativo, dependiendo la densidad promedio de sobrecarga.

Los domos salinos tienen un diámetro de alrededor de 2 a 3 Km, y se puede extender hacia abajo muchos kilómetros. La estructura interior de la sal está dominada por plegamientos muy apretados en el medio. Este plegamiento puede ser asociado en parte al movimiento continuo hacia arriba, cuya complejidad es característica.

#### 2.4.1. Movilidad en las Rocas de Sal

Antiguamente se pensaba que la movilidad de la sal se debía a que bajo ciertas condiciones de temperatura la sal se fundía, lo cual aumentaba el grado de movilidad. Pero algunas pruebas de laboratorio<sup>18</sup> demostraron que la halita pasa de un comportamiento elástico a un estado plástico mucho antes de alcanzar la temperatura de fundición (aproximadamente 800°C). Para la halita en su forma cristalina el límite elástico varía con una temperatura ligeramente diferente cuando se aplican esfuerzos en direcciones cristalográficas diferentes; comienza a comportarse plástico a 200°C y llega a ser completamente plástico a 350°C. Según Gussow<sup>19</sup> (1968), a los 300°C la halita se comporta como material plástico en todas sus direcciones, excepto en una, y fluirá rápidamente cuando algún esfuerzo es aplicado

Otro aspecto importante necesario para que un estrato de sal fluya o se mueva es el referido a la presión diferencial, es decir una deformación bajo presión. Van Tuij<sup>20</sup> demostró que para temperaturas normales el ritmo de deformación de la sal con el tiempo

es excesivo a presiones de 12,000 psi (equivalente a una carga geostática de 11,000 pies) de una roca clástica. Sin embargo esta conclusión no se cumple con lo observado, la realidad indica que la deformación de la halita puede comenzar incluso bajo presiones inferiores a 12,000 psi. Por lo que actualmente existen muchas discrepancias en materia de deformación de la sal.

#### **2.4.2. Domos salinos y asociación con hidrocarburos**

Las acumulaciones más importantes de hidrocarburos en el mundo están asociadas con cuencas de evaporitas. El rol de las evaporitas es importante: proveer las mejores condiciones de generación de trampa y sello para los hidrocarburos (aceite y gas) que se encuentran en un estrato inferior. Este comportamiento, es el resultado en conjunto de la deformación característica de la sal debida a la temperatura y presión, su baja permeabilidad y porosidad. Este potencial de acumulación de hidrocarburos puede verse en el Golfo de EE.UU, más de 500 domos salinos fueron penetrados en busca de trampas, y más del 80% de las reservas probables son relacionadas con las estructuras salinas.<sup>18</sup>

#### **2.4.3. Fenómeno de Creep en la Halita**

Uno de los comportamientos más característicos de la sal es su deformación lenta en un periodo de tiempo largo cuando está sujeta a una carga constante: Creep.

El fenómeno de creep fue estudiado por muchos investigadores cuyas pruebas en laboratorio son relevantes. La figura 2.12 muestra las mediciones de creep efectuadas en 4 muestras de halita a una temperatura de 306°K, y presión de confinamiento de 11.37Mpa. Tres esfuerzos diferenciales fueron aplicados: 9.65MPa, 13.78Mpa, y 16.54Mpa. Se puede observar claramente que va existir mayor deformación cuando la halita está más solicitada.

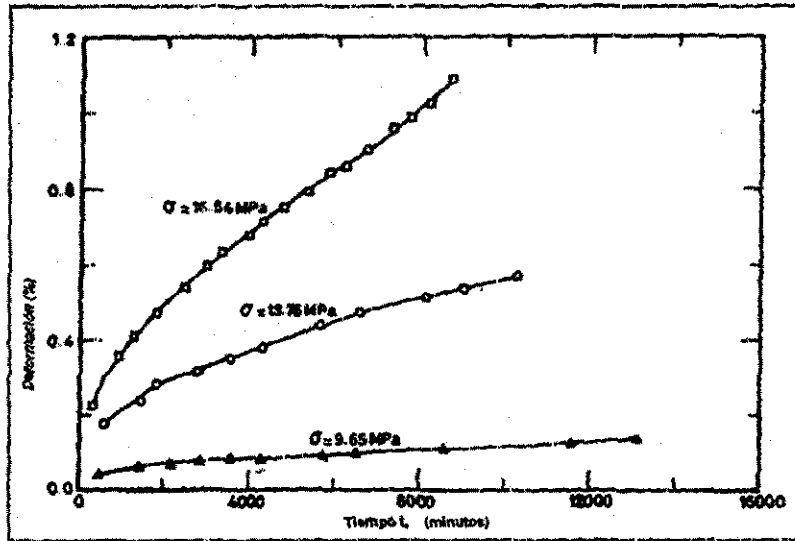
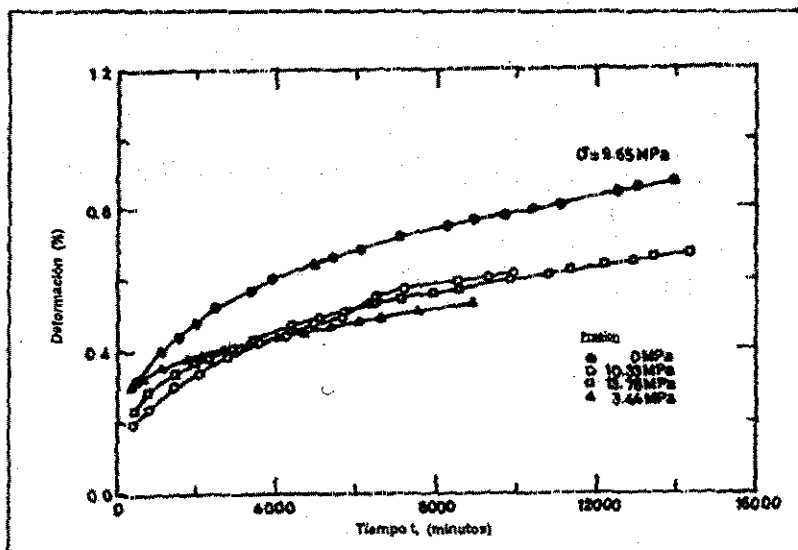


FIGURA 2.12 : Mediciones de creep efectuadas en cuatro muestras de halita a una temperatura de 306°K bajo tres condiciones de esfuerzos. Thompson<sup>21</sup> (1965)

La figura 2.13 muestra la misma medición realizada por Thompson<sup>21</sup> pero bajo diferentes presiones de confinamiento, los esfuerzos diferenciales permanecieron constantes. Se observa que la deformación de la halita es mínima cuando se somete únicamente a presión de confinamiento.



TESIS CON FALLA DE ORIGEN

FIGURA 2.13: Deformación medida con presión de confinamiento variable y esfuerzo diferencial constante.<sup>21</sup>

La importancia del efecto de la temperatura en el comportamiento de la halita se puede observar en la figura 2.14. El incremento del ritmo de deformación es dramático, el efecto de la presión de confinamiento es prácticamente despreciable comparando con el efecto de la temperatura.<sup>22</sup>

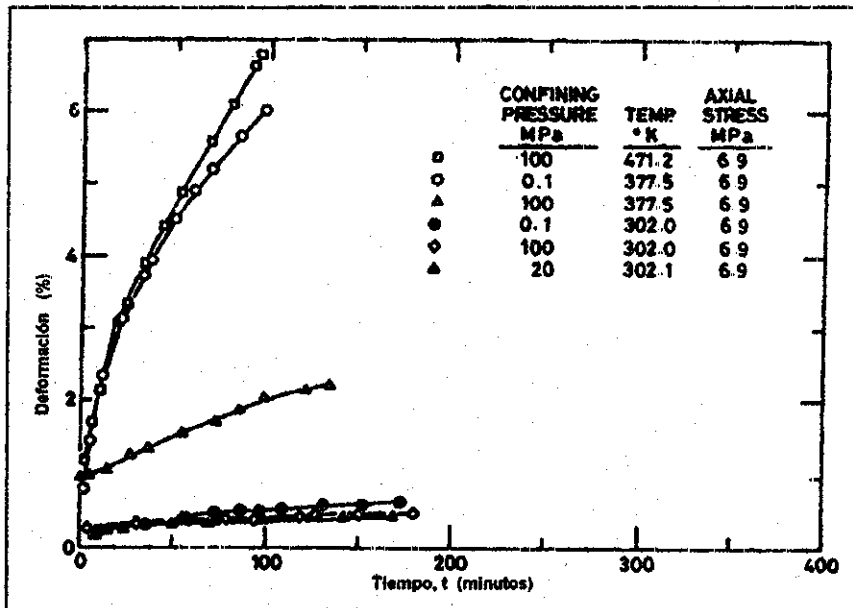


FIGURA 2.14: Efecto de la temperatura en el ritmo de deformación de la halita.<sup>22</sup>

La deformación y movilidad características de la sal, producen inestabilidad en la distribución de los esfuerzos en las rocas vecinas. Este comportamiento es evidente cuando se perfora un estrato de sal, si se encuentra a una profundidad somera, tanto la temperatura como la presión diferencial serán ligeras, por lo que el ritmo del creep será moderado. Pero si la perforación se hace en un estrato más profundo, donde la temperatura y presión diferencial son elevadas, el ritmo de creep aumentará, ocasionando serios problemas en la estabilidad del pozo (reducción del agujero) cuando la presión hidrostática del lodo es menor al esfuerzo lateral de la sal.

TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN

### 3. LOS EVENTOS GEOLÓGICOS Y ESFUERZOS IN SITU

#### 3.1. Análisis dinámico en el subsuelo

La geología estructural considera que las fuerzas que actúan en el subsuelo terráqueo alcanzan características de equilibrio estático o de un equilibrio dinámico, debida a un movimiento lento estacionario, con aceleraciones prácticamente despreciables. Por lo general, se encuentran situaciones en que el cuerpo rocoso está en reposo, en cuyo caso las fuerzas tienden a ser balanceadas. Cuando las fuerzas presentes crean eventos geológicos de mayor importancia, las aceleraciones involucradas pueden ser de son de dos clases<sup>15</sup>:

- Una aceleración extremadamente lenta que mueve una estructura geológica de grandes dimensiones, comparada con una plataforma tectónica, que desarrolla un incremento de velocidad de 6 cm/año a 7 cm/año en cientos o miles de años.
- Una aceleración increíblemente rápida y corta que actúa sobre un cuerpo pequeño que pertenece a una estructura más grande. Por ejemplo una roca adyacente a una falla, que se mueve un metro durante un terremoto de grandes proporciones. Aceleraciones que pueden tener una duración de hasta el orden de nanosegundos ( $10^{-9}$ ).

Las fuerzas en común se acumulan lentamente hasta que tarde o temprano, la resistencia, de un cuerpo rocoso o parte de él, es vencida. Este fenómeno ocasiona unos ajustes internos en forma de traslación, rotación, distorsión o dilatación (análisis cinemático). Algunos de estos ajustes pueden ser recuperados, otros resultan permanentes cuyos daños o modificaciones dan origen a las estructuras geológicas actuales.

#### 3.2. Tipos de fuerzas

##### 3.2.1. Fuerzas de Gravedad

Actúan principalmente sobre la masa del cuerpo rocoso, de tal forma que depende únicamente de la cantidad del material rocoso, y no de las fuerzas creadas por materiales adyacentes. Las fuerzas de gravedad son las encargadas de crear deformación en las

estructuras en una escala visible. Ejemplos: La sobrecarga debida a la columna estratigráfica en el subsuelo; el flujo cuesta abajo de lava o glaciares y avalanchas en la superficie terrestre; el movimiento de segregación o flotación de las intrusiones ígneas o sedimentarias de magmas y domos salinos; las fuerzas tectónicas de gran escala.

### 3.2.2. Fuerzas de Contacto

Son las responsables de empujar o jalar las estructuras a través de superficies de contacto reales o imaginarias. Por ejemplo en una falla, la superficie de contacto está entre los bloques superior e inferior. Estas fuerzas actúan también a nivel molecular en las superficies de contacto, ya que, cuando se superponen a las fuerzas electromagnéticas, responsables de mantener la integridad molecular, las rocas sufren una transformación en su comportamiento: las rocas duras pasan a comportarse como blandas, o viceversa.

Suppe<sup>23</sup>(1985) clasifica los mecanismos de carga que originan las fuerzas de contacto, muchas son efectos secundarios de las fuerzas de gravedad:

- Cargas gravitacionales: Mecanismo omnipresente, en la cual el peso de la roca genera fuerzas de contacto en la profundidad del estrato.
- Cargas térmicas: El calentamiento o enfriamiento de las rocas hace que éstas se expandan o contraigan cuando están bajo confinamiento. Las rocas tienen a su vez distinta capacidad térmica de expansión o compresión.
- Cargas por desplazamiento: Genera fuerzas de gran escala tectónica. Ejemplos de ello: Colisiones de plataformas tectónicas, zonas de subducción, flexión o arqueado de estratos, los desplazamientos originados por intrusiones, impactos de asteroides, etc.

### 3.3. Mecanismos de generación de esfuerzos en el subsuelo

#### 3.3.1. Sobrecarga o esfuerzo vertical

Como ya se vio en la sección 1.1, la sobrecarga resulta de obtener el peso de la columna de roca que está por encima de un punto en estudio. La superficie topográfica afecta la distribución de esfuerzos en el subsuelo, mientras mayor sea el relieve topográfico mayor será el efecto de sobrecarga. Esta influencia se va perdiendo a medida

que se avanza en profundidad, y se considera prácticamente despreciable si la profundidad es mayor que la longitud horizontal de la estructura topográfica<sup>16</sup>.

La sobrecarga puede verse incrementada o reducida bajo las siguientes condiciones:

- Incremento de la columna rocosa, debido a la sedimentación.
- La falla inversa puede dar lugar a un incremento de columna o espesor.
- La erosión entre las superficies de la roca reduce la magnitud de la sobrecarga.
- La falla normal reduce el espesor de la columna rocosa.

Estos cambios de magnitud en la sobrecarga, originarán diferentes cantidades de deformaciones en los diferentes estratos que conforman la columna, esto se debe a que las rocas no tienen las mismas constantes elásticas.

### 3.3.2. Esfuerzo horizontal debido a sobrecarga: Efecto Poisson

Si se considera las siguientes suposiciones:

- Medio elástico lineal.
- Medio ideal homogéneo e isotrópico, las propiedades mecánicas en todas las direcciones son iguales.
- Deformación uniaxial. No existe deformación lateral.
- Los esfuerzos en el plano horizontal son iguales.
- La constante Biot de poroelasticidad es prácticamente igual a uno.
- Los esfuerzos actuantes son esfuerzos principales.

El esfuerzo horizontal máximo y mínimo debido a la sobrecarga en un estrato pasivo está dado por la siguiente relación, cuya demostración está contenida en el anexo B:

$$\sigma_h = \sigma_{P'} = \frac{\nu}{1-\nu} \sigma_v' \quad (3.1)$$

Donde:

$\sigma'$  = Esfuerzo efectivo (Considera presión de poro)

$\nu$  = Relación de Poisson

$\alpha$  = Constante Biot de Porosidad (Para efectos prácticos  $\alpha = 1$ )

$P_f$  = Presión de Poro o del fluido.

Como se puede ver, la magnitud de ambos esfuerzos horizontales (máximo y mínimo) debido a la sobrecarga o a carga gravitacional, son iguales y está relacionada al esfuerzo vertical mediante una constante que depende de la relación de Poisson. Ver algunos valores en tabla 3.1. Debido a que la superficie terrestre no está sometida a ningún tipo de esfuerzos de corte, el esfuerzo vertical y horizontal obtenidos, son considerados esfuerzos principales.

**TABLA 3.1**

Valores típicos de relación de Poisson ( $\nu$ )<sup>15</sup>

Tipo de roca	$\nu$
Caliza, grano fino	0.25
Caliza, oolítica	0.20
Caliza, porosa	0.18
Caliza, chalcedonic	0.18
Caliza, grano medio	0.17
Caliza, stylolitic	0.11
Granito	0.11
Lutita, quartzose	0.08
Diorita	0.05
Granito, alterado	0.04
Lutita, calcareous	0.02
Schist, biotite	0.01

TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN

**3.3.3. Esfuerzos asociados a movimientos tectónicos**

Principalmente se presentan en las zonas de subducción: un lugar donde dos placas tectónicas convergen, figura 3.1.

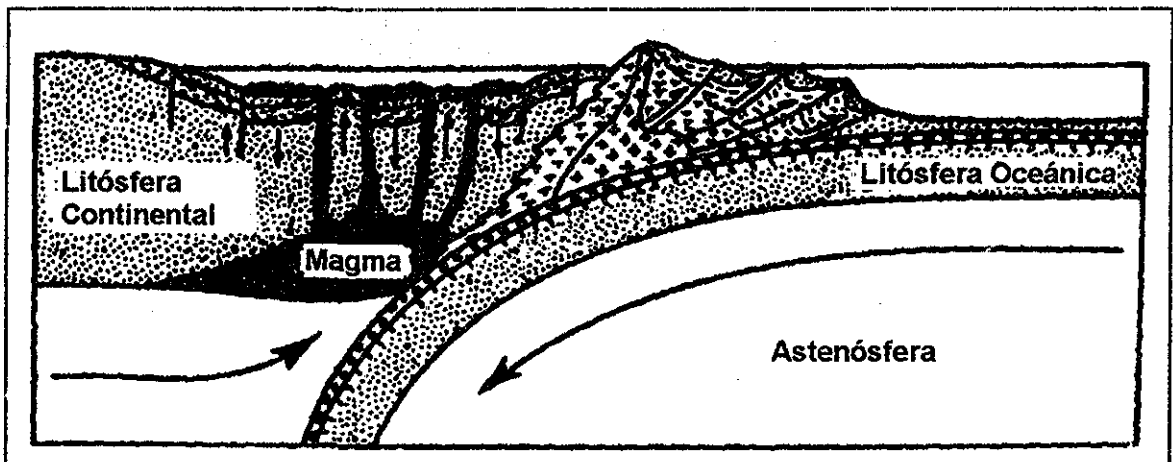


FIGURA 3.1. Ejemplo de zona de subducción.<sup>24</sup>



Los esfuerzos asociados al movimiento de plataformas tectónicas, como es el caso de la figura anterior, constituyen una de las mayores fuentes de esfuerzos regionales en la litósfera. Estos esfuerzos son particularmente importantes para la formación de estructuras durante las colisiones continentales.

### 3.3.4. Efectos térmicos y presión de poro

Debido a que la roca en la profundidad del subsuelo se encuentra confinada, la respuesta que tiene la roca a cualquier cambio de temperatura induce esfuerzos debido a la imposibilidad de expansión o contracción. Estos esfuerzos inducidos son directamente proporcionales al coeficiente de expansión o contracción térmica de la roca.

En lugares que están adyacentes o cercanos a intrusiones de magma, también se producen cambios de temperatura. La misma magma que entra en un periodo de enfriamiento, induce esfuerzos térmicos.

Otro factor que afecta en gran medida la respuesta mecánica de la roca es la presión de poro. El principal efecto de la presión de poro es la reducción del esfuerzo efectivo de la roca, que lleva consigo una reducción de la cohesión y una reducción del Esfuerzo Uniaxial a la Compresión. Los mecanismos de formación de presión de poro y los efectos mecánicos que ésta produce serán analizados en el capítulo 4.

En resumen, podemos expresar todos los aportes explicados anteriormente mediante la ecuación del cambio del esfuerzo horizontal máximo y mínimo en función al esfuerzo vertical y el gradiente de temperatura:

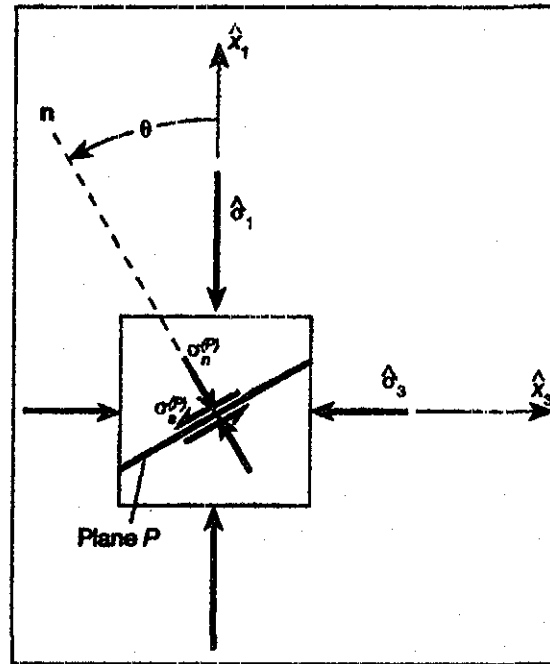
$$\Delta\sigma_{Hmáx} = \Delta\sigma_{Hmín} = \left(\frac{\nu}{1-\nu}\right)\Delta\sigma_v - \left(\frac{E}{1-\nu}\right)\alpha\Delta T \pm \sigma_t \quad (3.2)$$

Esfuerzo horizontal = El efecto Poisson + Esfuerzo térmico + Esfuerzo tectónico

### 3.4. Evaluación de los Esfuerzos a través del Círculo de Mohr

Para poder entender la falla de un material sólido bajo esfuerzos, se debe considerar el plano que contiene los esfuerzos principales máximo ( $\sigma_1$ ), mínimo ( $\sigma_3$ ). La

figura 3.2 presenta los esfuerzos normal ( $\sigma$ ) y de corte ( $\tau$ ) en un plano interno que forma un ángulo ( $\theta$ ) con respecto a la dirección del eje normal al plano o al esfuerzo normal ( $\sigma_n$ )



TESIS CON FALLA DE ORIGEN

FIGURA 3.2: Espacio físico de los esfuerzos principales mayor y menor.<sup>16</sup>

La teoría de elasticidad predice el valor de los esfuerzos normal y de corte, conociendo los esfuerzos principales máximo y mínimo<sup>\*\*</sup>:

$$\sigma_s = \tau = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \text{sen } 2\theta \tag{3.3}$$

$$\sigma_n = \sigma = \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} + \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \text{cos } 2\theta \tag{3.4}$$

Se puede ver que para valores de  $\theta = 0^\circ$  o  $90^\circ$  el esfuerzo de corte ( $\tau$ ) se hace cero, y para un valor de  $90^\circ$   $\sigma_1$  adquiere un valor máximo y  $\sigma_3$  es mínimo. Se define plano de esfuerzo principal al plano donde el esfuerzo de corte es cero.

Para valores entre  $0^\circ < \theta < 90^\circ$ , el esfuerzo normal toma valores intermedios  $\sigma_3 < \sigma < \sigma_1$ .

Para un valor  $\theta=45^\circ$  el esfuerzo de corte toma un valor máximo.

<sup>\*\*</sup>Las ecuaciones presentadas en este capítulo son demostradas en el Anexo A

Debido a este comportamiento de los esfuerzos, es necesario destacar una diferencia fundamental entre presión y esfuerzo, presentado en la tabla 3.2:

**TABLA 3.2**  
Diferencia entre Presión y Esfuerzos

Presión	Esfuerzos
La presión es la fuerza por unidad de superficie, que actúa siempre perpendicular a la superficie	La acción de los esfuerzos en cualquier plano originan siempre una componente normal y otra de corte, con excepción de los tres planos de los esfuerzos principales, donde la componente del corte se hace cero.

**3.4.1. Criterio de Coulomb y diagrama de Mohr**

La acción de los esfuerzos de corte sobre el plano inducen un movimiento de corte en los planos donde el esfuerzo de corte inhibe este movimiento. Esto origina el más simple y más importante criterio de falla , que fue introducido por Coulomb (1773), el que realizó pruebas extensivas de fricción. En síntesis el criterio dice lo siguiente : El esfuerzo de corte que tiende a causar una falla en el plano, es resistida por la cohesión (o adherencia) del material más una constante multiplicada por el esfuerzo normal que atraviesa el plano.<sup>25</sup>

$$|\tau| = \tau_o + \mu\sigma \tag{3.5}$$

- Donde :
- $\tau$  es el esfuerzo de corte.
  - $\tau_o$  Resistencia inherente al corte del material o Cohesión, más adelante tendrá la notación  $S_o$ .
  - $\mu$  Coeficiente de fricción interna.
  - $\sigma$  Esfuerzo normal al plano.

El coéeficiente de fricción interna puede expresarse en función al ángulo de fricción interna:

$$\mu = \tan \phi \tag{3.6}$$

En 1882 un ingeniero alemán de apellido Mohr, propuso una forma sencilla para representar todas estas relaciones en un solo diagrama. La Fig. 3.3 (a), muestra el típico

diagrama de círculo de Mohr ( $\sigma - \tau$ ) de distribución de esfuerzos en el plano. Cada punto en el círculo Mohr representa un estado de esfuerzos (Normal y Corte Ec. 3.3 y 3.4).

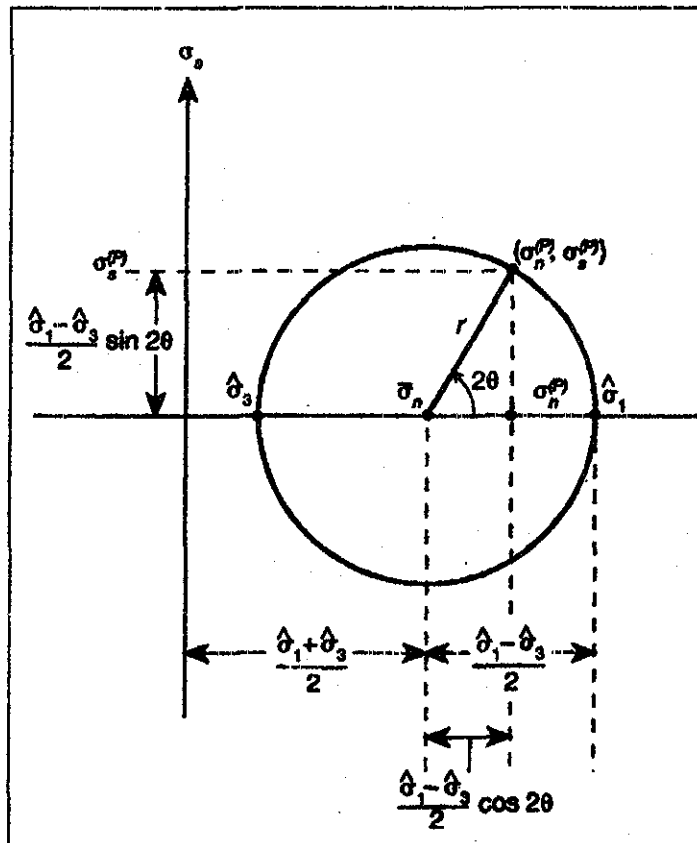


FIGURA 3.3.a: Círculo de Mohr y distribución de esfuerzos. 16

TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN

El criterio de falla de Mohr (Figura 3.3.b.) indica que la línea obtenida de la envolvente (tangente) al círculo separa en el espacio ( $\sigma - \tau$ ) la zona de estabilidad (inferior) y de inestabilidad o de falla (superior). Se puede identificar a la cohesión, al ángulo de fricción interna y al criterio de Coulomb expresado como la tangente que pasa por un punto del círculo. Este mismo criterio lo obtuvo Mohr en 1900 pero bajo el concepto de envolvente de falla.

Adicionalmente aparece una relación importante para obtener el ángulo de fricción interna. Si el círculo de Mohr que describe el estado de esfuerzos de un material dado, choca con la envolvente del criterio (Mohr – Coulomb), el plano representado por el punto, presentará una falla por corte (Figura 3.3 b ) y por consiguiente se obtiene el ángulo:

$$\theta = \frac{\pi}{4} + \frac{\phi}{2} \tag{3.7}$$

Debido a que el rango permitido por la gráfica para el ángulo de fricción interna es de  $0^\circ < \phi < 90^\circ$ , en la práctica el ángulo es menor<sup>1</sup>, alrededor de  $30^\circ$ , el ángulo del plano donde ocurre la falla estará entre  $45^\circ < \theta < 90^\circ$ . Este concepto es muy importante para la sección siguiente, donde se analiza el diagrama de Mohr, pero para planos de fallas geológicas.

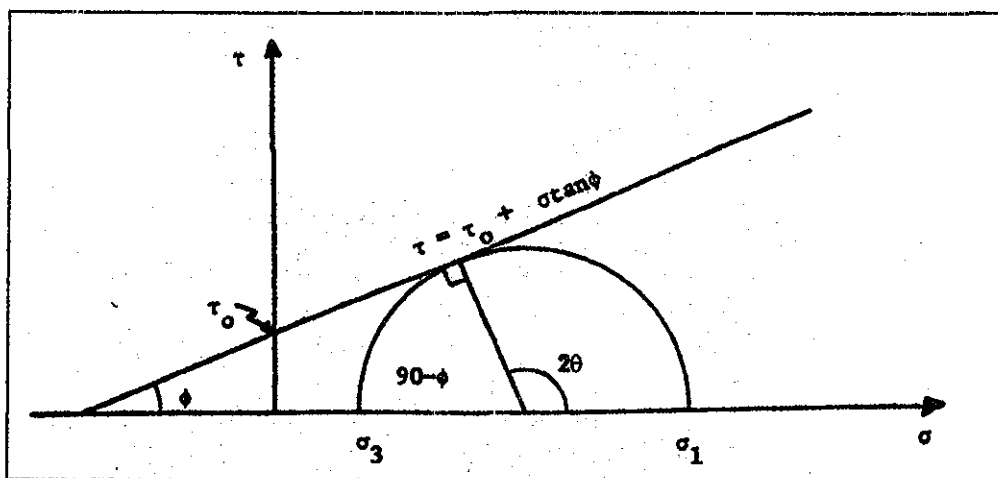


FIGURA 3.3.b. :Criterio de falla de Coulomb representado en el diagrama de Mohr.<sup>4</sup>

Se puede establecer que el plano fallará debido a tres situaciones :

- Debido a **tensión** cuando el esfuerzo principal menor ( $\sigma_3$ ) reduce su magnitud por una componente horizontal en tensión manteniendo el esfuerzo principal mayor ( $\sigma_1$ ) constante. Por lo que el círculo se agranda al moverse el punto  $\sigma_3$  hacia la izquierda.
- Debido a **compresión** cuando  $\sigma_1$  se mueve hacia la derecha aumentando su valor debido a un componente horizontal en compresión. El círculo se agrandará chocando la línea de falla.

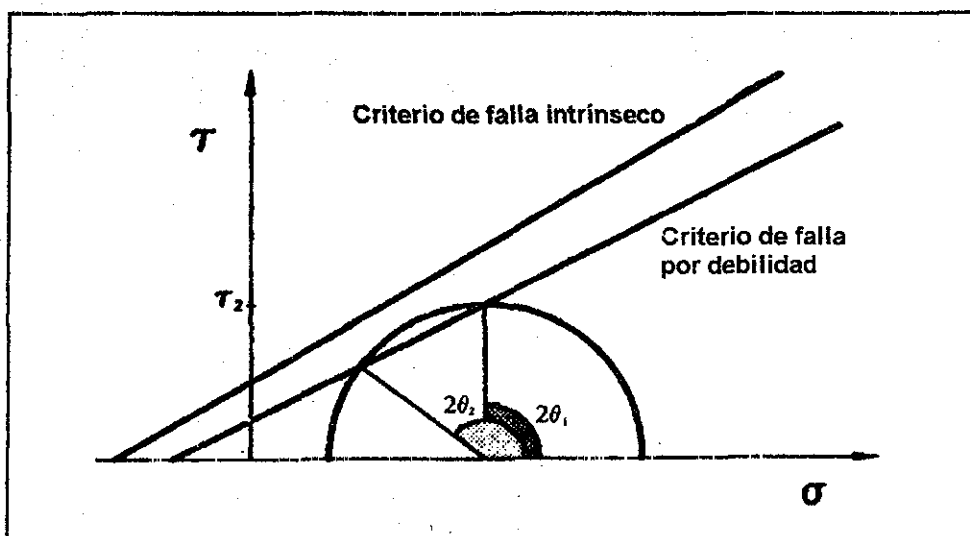
TESIS CON  
 FALLA DE ORIGEN

### 3.4.2. El efecto del plano de falla geológica en el diagrama de Mohr

Gretnier<sup>4</sup> (1981) sostiene que existen ciertas manifestaciones intrínsecas que hacen característicos a los planos de falla o debilitamiento en fallas geológicas, fracturas y fisuras. Se puede resumir en los siguientes puntos:

- En los planos de falla en las fallas geológicas, el valor de la resistencia inherente al corte del material o cohesión se reduce considerablemente y en algunos casos es totalmente eliminado. Fajer y Asoc.<sup>1</sup> toman a este plano de debilidad o falla como un modelo para estudiar la falla en materiales anisotrópicos. Es decir que el modelo supone que la cohesión es la misma en todas las direcciones excepto en un juego de planos paralelos en los cuales la cohesión es menor.
- La reducción de la cohesión, depende del movimiento total del plano (deslizamiento) en el caso de las falla geológicas; o de la cementación, en el caso de las fracturas. Otro factor importante es la presión de poro, que a valores elevados, reduce considerablemente la cohesión y por consiguiente el esfuerzo uniaxial a la compresión.
- Sin embargo, el coeficiente de fricción de deslizamiento va a ser o más grande o mas pequeño que el coeficiente de fricción interna.

La figura 3.4, muestra el cambio del valor de la cohesión debida al plano de debilitamiento. Se puede observar que la orientación de los planos con respecto al plano normal donde aparecerá la falla están en el intervalo  $\theta_1 < \theta < \theta_2$ .



TESIS CON  
 FALLA DE ORIGEN

FIGURA 3.4: Reducción considerable en el valor de la Cohesión debida al plano de debilitamiento en fallas.<sup>1</sup>

### 3.5. Estimación de los Esfuerzos Horizontales en zonas con falla

#### 3.5.1. Clasificación de Anderson (1951)<sup>26</sup>

Las fallas geológicas son fracturas de la roca en las que existe desplazamiento relativo en el plano de la fractura. La superficie de la fractura es el plano de la falla, que es especificada mediante su rumbo y su inclinación. Anderson en 1951 realizó una clasificación de las fallas que es muy útil hasta la fecha, en la que consideró tres aspectos importantes:

- Las teorías de Mohr y Coulomb de fractura.
- La posición y las magnitudes relativas de los esfuerzos principales.
- La posición relativa del plano de falla

Siguiendo la figura 3.5, a continuación se detallan las características de las fallas.

##### 3.5.1.1. Falla Normal (Fig 3.5-a)

- El movimiento relativo del plano de falla es en la dirección al ángulo de inclinación.
- El esfuerzo principal máximo ( $\sigma_1$ ) está en dirección vertical.
- La inclinación de la falla es mayor a  $45^\circ$
- El bloque superior (bloque soportada) se mueve hacia abajo relativo al bloque inferior o portante.
- La falla es generada por un estado de esfuerzos en el entorno de tipo tensional, o los esfuerzos compresivos laterales son vencidos por el esfuerzo compresivo vertical.

##### 3.5.1.2. Falla Inversa (Thrust fault, Fig 3.5-b)

- El ángulo de inclinación del plano de la falla es menor a  $45^\circ$ . Si el ángulo de inclinación es del orden de los  $10^\circ$  se trata de una falla Overthrust.
- El esfuerzo principal mínimo ( $\sigma_3$ ) es vertical.
- La bloque superior de la falla se mueve hacia arriba

- La falla es generada por un estado de esfuerzos en el entorno que lo rodea de tipo compresional, es decir, los esfuerzos laterales compresionales vencen al esfuerzo vertical principal.

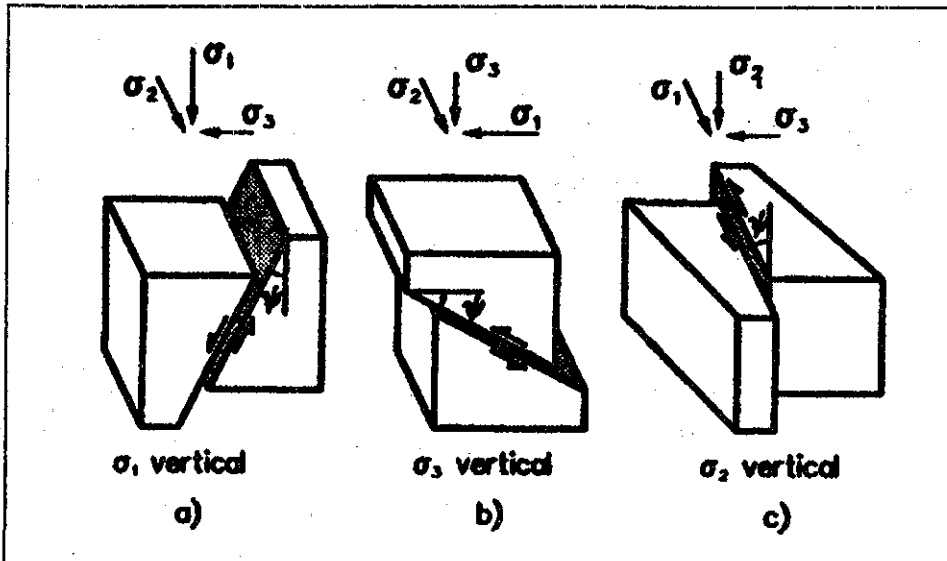


FIGURA 3.5: Clasificación de las fallas según Anderson. (a) Falla Normal, (b) Falla Inversa, (c) Falla Transcurrente.<sup>1</sup>

**3.5.1.3. Falla Transcurrente (Strike-slip Fault , Fig 3.5-c)**

- El movimiento relativo del plano de falla está en dirección del rumbo, es decir, la dirección lateral.
- El esfuerzo principal intermedio ( $\sigma_2$ ) es vertical.

En cada caso y siguiendo la figura, el ángulo  $\psi$  es el formado por la dirección del esfuerzo máximo principal ( $\sigma_1$ ), y el plano de falla. Este ángulo está relacionado con el plano de falla por la siguiente relación:

$$\psi = \frac{\pi}{2} - \theta$$

TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN

(3.8)

Para areniscas y arenas, los datos de laboratorio arrojan un valor de ángulo ( $\theta$ ) en un rango entre  $55^\circ$  y  $70^\circ$ , correspondiendo a un ángulo  $\psi$  entre  $35^\circ$  y  $20^\circ$ <sup>1</sup>.



### 3.5.2. Ángulo de Fricción Interna y estimación de Esfuerzos Horizontales

Addis, Last y Yassir<sup>27</sup> (1994) proponen un método de estimación de los Esfuerzos Horizontales en regiones con fallas. El desarrollo principalmente se basa en la clasificación de Anderson expuesta en la sección anterior. Toma adicionalmente las siguientes consideraciones:

- Un medio poroelástico isotrópico, donde las propiedades mecánicas de la roca no varían con el tiempo.
- Estado de esfuerzos en equilibrio límite sobre el plano de falla. Es decir, el punto crítico mínimo donde se inicia la falla sin deslizamiento de bloques.
- Hipótesis de Mohr basada en falla por corte puro.

La magnitud del esfuerzo horizontal en un estrato pasivo, es decir, sin presencia de fallas, esfuerzos tectónicos, sin discontinuidades, considerando isotropía y poroelasticidad lineal, está dada por la siguiente ecuación :

$$\sigma_h = \left( \frac{\nu}{1-\nu} \right) \sigma_v + P_p \left( \frac{1-2\nu}{1-\nu} \right) \quad (3.9)$$

Se puede observar que en estado pasivo, el esfuerzo horizontal mínimo principal se divide en dos componentes: el primero que constituye el efecto Poisson debido a la sobrecarga, y el segundo debido a la presión de poro. Pero esta ecuación no puede ser utilizada en una zona donde existe presencia de fallas ya que éstas originan un cambio en la magnitud y una reorientación en los esfuerzos principales.

Para estudiar los esfuerzos asociados a fallas, primero se obtiene el criterio de Mohr Coulomb en función a los esfuerzos principales máximo, mínimo y el ángulo de fricción interna utilizando las ecuaciones (3.3), (3.4), (3.5) y (3.7) :

$$\sigma_1 = 2S_0 \left[ \frac{\cos \phi}{1 - \sin \phi} \right] + \sigma_3 \left[ \frac{1 + \sin \phi}{1 - \sin \phi} \right] \quad (3.10)$$

La ecuación (3.10) relaciona los esfuerzos principales sobre el plano de falla para un ángulo de fricción interna  $\phi$  en una roca seca,  $S_0 = \tau_0$  es la cohesión. Si nos encontramos

en un medio saturado con una presión de poro  $P_p$ , el criterio de Mohr Coulomb adquiere la siguiente expresión, despejando previamente el esfuerzo mínimo:

$$\sigma_3 = \sigma_1 \left( \frac{1 - \text{sen}\phi}{1 + \text{sen}\phi} \right) + 2P_p \left( \frac{\text{sen}\phi}{1 + \text{sen}\phi} \right) - 2S_o \left( \frac{\text{cos}\phi}{1 + \text{sen}\phi} \right) \quad (3.11)$$

Tomamos una notación más sencilla para algunas expresiones, que tienen mucha importancia en mecánica de suelos :

- Coeficiente Activo de la tierra :  $K_a = \frac{1 - \text{sen}\phi}{1 + \text{sen}\phi}$
- Coeficiente Pasivo de la tierra :  $K_p = \frac{1 + \text{sen}\phi}{1 - \text{sen}\phi}$
- Cada coeficiente es el inverso del otro :  $K_a = \frac{1}{K_p}$
- Resistencia Uniaxial a la Compresión :  $UCS = 2S_o \left( \frac{\text{cos}\phi}{1 - \text{sen}\phi} \right)$

Es el esfuerzo último que la roca soporta antes de fallar por corte cuando es sometida a esfuerzo compresivo axial. Valor obtenido experimentalmente en laboratorio.

Con esta nueva notación la ecuación de Mohr Coulomb adquiere la siguiente forma:

$$\sigma_3 = \sigma_1 K_a + P_p (1 - K_a) - UCS K_a \quad (3.12)$$

$$\sigma_3 = \sigma_1 \left( \frac{1}{K_p} \right) + P_p \left( \frac{K_p - 1}{K_p} \right) - \frac{UCS}{K_p} \quad (3.13)$$

La condición para que exista **falla normal** (Fig. 3.5.a) obliga a que el esfuerzo vertical ( $\sigma_v$ ) sea el esfuerzo principal máximo, el esfuerzo horizontal máximo ( $\sigma_H$ ) sea el esfuerzo principal medio y el esfuerzo horizontal mínimo ( $\sigma_h$ ) sea el esfuerzo principal mínimo.

Entonces reemplazando la condición de falla normal ( $\sigma_h < \sigma_H < \sigma_v$ ) = ( $\sigma_3 < \sigma_2 < \sigma_1$ ) en la ecuación (3.12) se obtiene:

$$\sigma_h = \sigma_v K_a + P_p (1 - K_a) - UCS K_a \quad (3.14)$$

Normalizándola con respecto al esfuerzo vertical :

$$\frac{\sigma_h}{\sigma_v} = K_a + \frac{P_p}{\sigma_v} (1 - K_a) - \frac{UCS K_a}{\sigma_v} \tag{3.15}$$

Se supone que existe deformación plana , es decir sólo en los ejes de  $\sigma_v$  y  $\sigma_h$  , por lo que para obtener  $\sigma_H$  tenemos que partir de una deformación  $\epsilon_y = 0$ , por lo que el esfuerzo horizontal máximo será:

$$\frac{\sigma_H}{\sigma_v} = \nu(1 + K_a) + \frac{P_p}{\sigma_v} [1 - \nu(1 + K_a)] - \frac{UCS}{\sigma_v} \nu K_a \tag{3.16}$$

La figura 3.6 muestra los esfuerzos horizontales máximos y mínimos normalizados (Ec. 3.15 y 3.16), para varios valores de ángulo de fricción interna y relación de Poisson (0.1-0.5). La Resistencia Uniaxial a la Compresión es igual a cero (UCS=0).

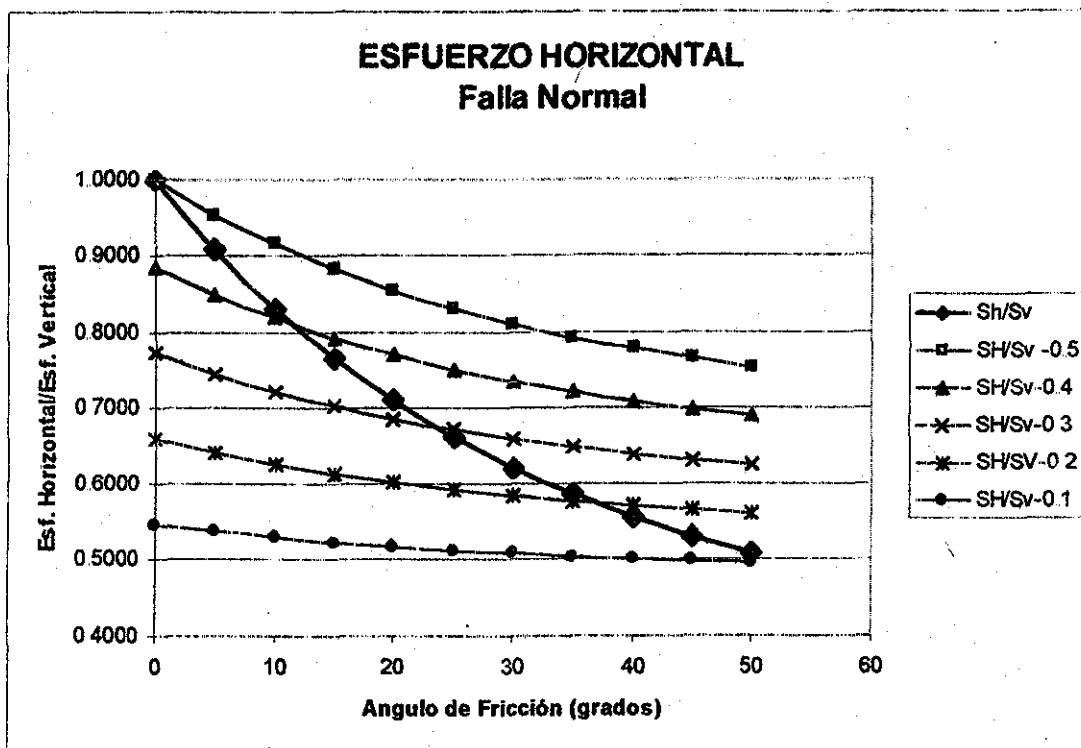


FIGURA 3.6: Esfuerzos Horizontales normalizados para falla Normal

TESIS CON FALLA DE ORIGEN

Las ecuaciones (3.14) y (3.15) dan las relaciones entre los esfuerzos horizontales totales y el esfuerzo vertical total sobre el plano de falla. Las mismas ecuaciones se pueden expresar en términos de esfuerzo efectivo, que incluye implícitamente la presión de poro. Se obtiene:

$$\frac{\sigma_h'}{\sigma_v'} = K_a - \frac{UCS K_a}{\sigma_v'} \quad (3.17)$$

$$\frac{\sigma_H'}{\sigma_v'} = \nu(1 + K_a) - \frac{UCS}{\sigma_v'} \nu K_a \quad (3.18)$$

Muchos factores condicionan el valor de la cohesión, como ser: el movimiento total del plano y una cementación posterior, pero prácticamente en el plano de falla el efecto de la cohesión es muy reducido o prácticamente eliminado<sup>4</sup>, es decir UCS=0. Con esta simplificación se puede establecer una relación de esfuerzos horizontales máximos y mínimos efectivos:

$$\frac{\sigma_H'}{\sigma_h'} = \frac{\nu(1 + K_a)}{K_a} \geq 1 \quad (3.19)$$

Esta relación es importante para establecer una condición de falla normal, que relacione Poisson con el coeficiente activo  $K_a$ . Es de suponer que debido a las características de la falla, el valor de  $\sigma_H$  siempre va a ser mayor a  $\sigma_h$ , por lo que la condición de falla será:

Condición Falla Normal: 
$$\nu \geq \frac{K_a}{(1 + K_a)} \quad (3.20)$$

Por ejemplo, para un valor de  $\phi=30^\circ$ , se tendrá una falla normal si la relación de Poisson es  $\nu \geq 0.25$ .

El mismo desarrollo se puede obtener para una **falla inversa** (Fig. 3.5.b), cuya condición de falla inversa es :  $(\sigma_v < \sigma_h < \sigma_H) = (\sigma_3 < \sigma_2 < \sigma_1)$ . Se obtienen las siguientes expresiones normalizadas en función al coeficiente pasivo.

Esfuerzo principal máximo horizontal total normalizado:

$$\frac{\sigma_H}{\sigma_v} = K_p + \frac{P_p}{\sigma_v} (1 - K_p) + \frac{UCS}{\sigma_v} \quad (3.21)$$

Esfuerzo horizontal mínimo total normalizado:

$$\frac{\sigma_h}{\sigma_v} = \nu(1 + K_p) + \frac{P_p}{\sigma_v} [1 - \nu(1 + K_p)] + \frac{UCS}{\sigma_v} \nu \quad (3.22)$$

La figura 3.7 representa el comportamiento de los esfuerzos horizontales normalizados, para distintos valores de ángulo de fricción interna y relaciones de Poisson. Se asume que UCS=0.

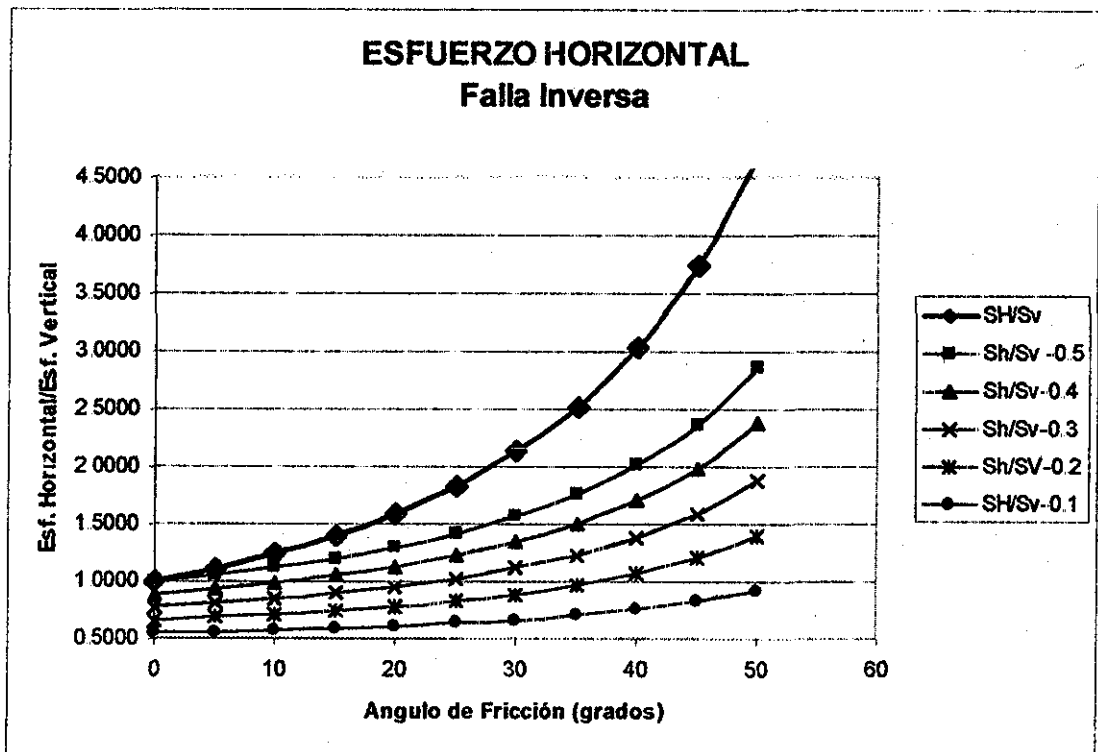


FIGURA 3.7: Esfuerzos Horizontales normalizados para falla Inversa.

Las mismas ecuaciones expresadas en términos de esfuerzos efectivos son:

$$\frac{\sigma_H}{\sigma_v} = K_p + \frac{UCS}{\sigma_v} \quad (3.23)$$

$$\frac{\sigma_h}{\sigma_v} = \nu(1 + K_p) + \frac{UCS}{\sigma_v} \nu \quad (3.24)$$

TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN

De la misma forma que la ecuación (3.20) se puede establecer una condición de falla para el caso de falla inversa, al saber que el esfuerzo efectivo mínimo horizontal nunca superará el máximo horizontal:

$$\frac{\sigma_H}{\sigma_h} = \frac{K_p}{v(1+K_p)} \geq 1 \quad (3.25)$$

Condición Falla Inversa: 
$$v \leq \frac{K_p}{(1+K_p)} \quad (3.26)$$

Por ejemplo, para un valor de  $\phi=30^\circ$ , se tendrá falla inversa si la roca tiene una relación de Poisson menor o igual a  $v \leq 0.75$ . En la práctica no se tienen valores tan elevados, por lo que este resultado sugiere que existirá falla inversa para en cualquier tipo de roca.

Se puede verificar que cuando el esfuerzo horizontal mínimo de la falla inversa adquiere valor menor al esfuerzo vertical  $\sigma_h < \sigma_v$ , la condición de **falla transcurrente** aparece ( $\sigma_h < \sigma_v < \sigma_H$ ), por lo que existirá el paso de un sistema a otro.

Una aplicación del análisis anterior fue utilizada por Morita y asoci.<sup>29</sup>(1989). La respuesta al decremento de la presión de poro para varios campos, puede estimarse mediante la relación del esfuerzo horizontal principal mínimo y la presión de poro que para regiones pasivas es (Ver ecuación 3.9) :

$$\Delta\sigma_h = \Delta P_p \left( \frac{1-2\nu}{1-\nu} \right) \quad (3.27)$$

El decremento del esfuerzo principal mínimo en zonas con fallas normales (Ec. 3.14) está dada por la expresión :

$$\Delta\sigma_h = \Delta P_p \left( \frac{2 \cdot \sin \phi}{1 + \sin \phi} \right) = \Delta P_p (1 - K_a) \quad (3.28)$$

Siguiendo la ecuación (3.22) el decremento del esfuerzo principal mínimo en zonas con fallas inversas será:

$$\Delta\sigma_h = \Delta P_p [1 - \nu(1 + K_p)] \quad (3.29)$$

Las ecuaciones (3.12) a (3.26) son apropiadas para fallas lineales donde el ángulo de fricción interna para el plano de la falla es consistente con la orientación ( $\theta$ ), que es el ángulo comprendido entre la normal al plano de falla y el eje del esfuerzo principal máximo.

### 3.6. El Ángulo de Fricción Interna Residual

El análisis presentado en la anterior sección, toma en cuenta al ángulo de fricción interna como parámetro fundamental. El ángulo de fricción interna no es otra cosa que el ángulo que forma la envolvente de los círculos de Mohr, formada por esfuerzos máximo y mínimos obtenidos en laboratorio con muestras, con el eje de esfuerzos normales. Es una propiedad mecánica inherente de cada roca.

Los parámetros de Cohesión y Angulo de Fricción Interna pueden tomar diferentes valores según el estrato y el tipo de roca, dependiendo de la dirección del esfuerzo, nivel de esfuerzo y condiciones de drenaje.<sup>30</sup>

Según Giani<sup>31</sup>(1992) el ángulo de fricción de una roca discontinua puede ser definido utilizando los siguientes términos que dependen del desplazamiento obtenido durante el movimiento de corte:

- Angulo de fricción **pico** ( $\phi_p$ ) (máximo), que es evaluado en discontinuidades naturales, en correspondencia a la máxima resistencia al corte.
- Angulo de fricción **básico** ( $\phi_b$ ), es evaluado sobre un plano liso y es característico de la mineralogía de la roca.
- Angulo de fricción **residual** ( $\phi_r$ ), que es evaluado el esfuerzo de corte es estabilizado en un mínimo valor. Es un valor mínimo que es obtenido sobre la superficie del plano, que puede ser alterada o lisa.
- Existe el ángulo de fricción llamado **último** ( $\phi_u$ ), que es el obtenido en algunas pruebas de laboratorio utilizando la caja de corte de Hoek. Corresponde al ángulo de fricción interna ( $\phi$ ) definido en el criterio de falla de Mohr-Coulomb. Es el correspondiente a la roca intacta (antes de falla). El ángulo de fricción último luego de posteriores ciclos de falla para una misma roca, donde el esfuerzo de corte se ha estabilizado en un valor mínimo, pasa a ser residual. Algunos valores de ángulo de fricción último obtenidos con la caja de corte de Hoek son presentados en la siguiente tabla.

**TABLA 3.3**  
**Ángulo de fricción último para algunas rocas conocidas<sup>31</sup>**

Tipo de Roca	$\phi_u$ (grados)
Basalto	40-42
Calcita	40-42
Arenisca Compacta	34-36
Dolomita	30-38
Filladic Schist (Esquisto)	26-36
Graphilous Schist	21-23
Gypsum	34-35
Micaceous Quartzite	38-40
Micaschist	28-30
Minute Gueiss	39-41
Lutita	28-39
Talcshist	20-30

Existe una relación muy utilizada en geofísica para estimar el ángulo de fricción interna residual, está dado por la siguiente expresión<sup>28</sup> :

$$\phi_{r\text{máx}} < \arctan\left(\frac{\text{sen}(2\alpha)\text{sen}\phi}{1 - \cos(2\alpha)\text{sen}\phi}\right) \quad (3.30)$$

Donde :  $\alpha$  es el ángulo del plano de falla con el eje del esfuerzo máximo  $\sigma_1$ .  
 $\phi$  es el ángulo de fricción interna de la roca intacta.

### 3.7. Método de estimación de esfuerzos para fallas normales e inversas utilizando coeficiente de fricción.

Marshall Reiter<sup>32</sup>(1997) publica un artículo en el que hace un análisis estático de los esfuerzos que existen en la superficie de falla, considerando los parámetros que controlan a los desplazamientos normal e inverso que tiene el bloque superior respecto al inferior.

La figura 3.8 nos muestra el esquema utilizado para su estudio. Toma una zona de transición entre un estrato frágil y uno plástico. Se puede obtener fácilmente las componentes horizontales y verticales de la fuerza normal y de fricción que actúa sobre la superficie. Considera un estado de equilibrio mínimo como la suposición utilizada por Addis y cols<sup>27</sup>.



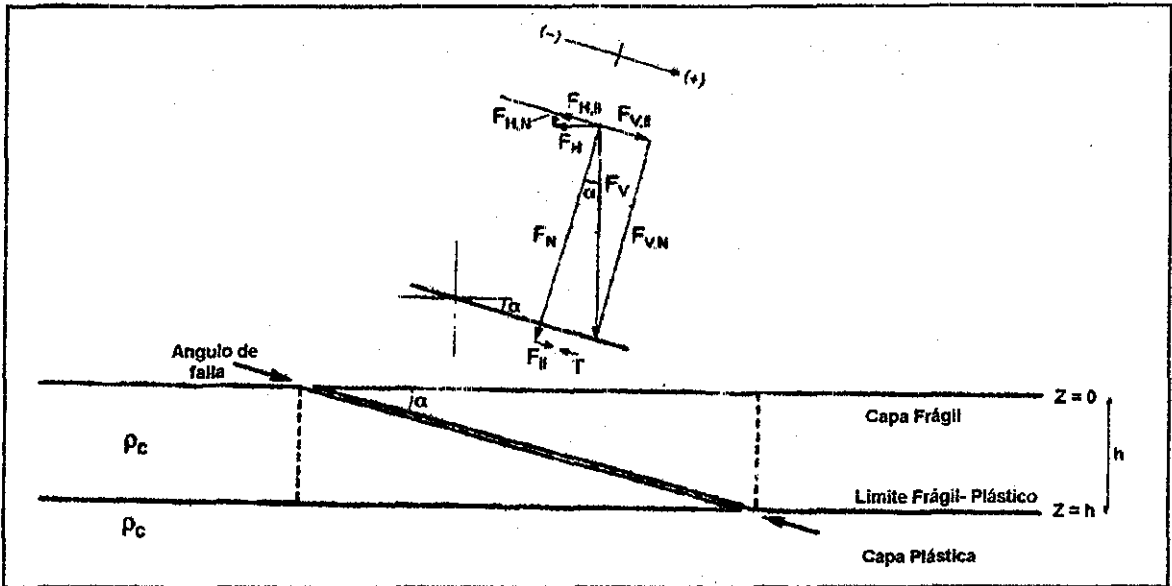


FIGURA 3.8: Diagrama de fuerzas que actúan en una falla con ángulos bajos. La densidad de la roca está expresada por  $\rho_c$ .

De la figura 3.8 podemos obtener un análisis estático entre la fuerza paralela al plano ( $F''$ ) y la fuerza de fricción o de corte ( $T$ ):

$$F'' + (-T) = 0 \tag{3.31}$$

La fuerza paralela al plano va a tener una componente debida a la fuerza vertical y otra referida a la fuerza horizontal, por lo que se pueden expresar las ecuaciones del balance de fuerzas de la siguiente manera, según el deslizamiento :

Deslizamiento Normal :  $F_V'' - F_H'' = T = \mu_f F_N$  (3.32)

Deslizamiento Inverso :  $F_H'' - F_V'' = T = \mu_f F_N$  (3.33)

El deslizamiento normal es el que tiene una falla normal, es decir el bloque superior se mueve hacia abajo, y lo propio ocurre con el deslizamiento inverso respecto a la falla inversa. Se incluye la definición de fuerza de fricción: el producto del coeficiente de fricción del material ( $\mu_f$ ) con la fuerza normal ( $F_N$ ) al plano de falla.

Sacando las componentes paralelas al plano de falla de las fuerzas vertical y horizontal:

$$F_V'' = F_V * \text{sen} \alpha \tag{3.34}$$

$$F_H'' = F_H * \text{cos} \alpha \tag{3.35}$$

La fuerza normal sobre el plano de falla es el resultado de la suma de sus componentes en dirección vertical y horizontal:

TESIS CON FALLA DE ORIGEN

$$F_N = F_{V,N} + F_{H,N} = F_V * \cos\alpha + F_H * \sen\alpha \quad (3.36)$$

Para obtener las fuerzas a lo largo de la falla se consideran los esfuerzos verticales y horizontales actuantes. El esfuerzo vertical no es otra cosa que el peso de la columna estratigráfica que está por encima del plano de falla. El esfuerzo horizontal será función lineal del esfuerzo vertical (resultado también obtenido por Addis<sup>27</sup>), cuyo parámetro de proporcionalidad se define como "f". De tal forma se puede obtener:

$$\text{Esfuerzo vertical:} \quad \sigma_V = \rho_c gZ \quad (3.37)$$

$$\text{Esfuerzo horizontal:} \quad \sigma_H = f\sigma_V = f\rho_c gZ \quad (3.38)$$

Las fuerzas por unidad de longitud (perpendicular a la figura) serán:

$$\text{Fuerza vertical:} \quad \frac{F_V}{y} = \frac{1}{2} \rho_c gh^2 \cot\alpha \quad (3.39)$$

$$\text{Fuerza horizontal:} \quad \frac{F_H}{y} = \frac{1}{2} f\rho_c gh^2 \quad (3.40)$$

Reemplazando (3.39), (3.40) en (3.36) se tiene:

$$F_N = \frac{1}{2} \rho_c gh^2 \cot\alpha * \cos\alpha + \frac{1}{2} f\rho_c gh^2 * \sen\alpha$$

$$F_N = \frac{1}{2} \rho_c gh^2 \cos\alpha [\cot\alpha + f \tan\alpha] \quad (3.41)$$

Para deslizamiento normal, reemplazando (3.41), (3.40) y (3.39) en (3.32) se obtiene:

$$\frac{1}{2} \rho_c gh^2 \cot\alpha \sen\alpha - \frac{1}{2} f\rho_c gh^2 \cos\alpha = \mu_f \left[ \frac{1}{2} \rho_c gh^2 \cos\alpha (\cot\alpha + f \tan\alpha) \right]$$

$$\cos\alpha - f \cos\alpha = \mu_f [\cos\alpha (\cot\alpha + f \tan\alpha)]$$

$$f(1 + \mu_f \tan\alpha) = 1 - \mu_f \cot\alpha$$

$$f = \frac{1 - \mu_f \cot\alpha}{1 + \mu_f \tan\alpha} \quad (3.42)$$

La ecuación (3.42) nos expresa la relación de esfuerzos horizontales y verticales para el caso de deslizamiento normal. Realizando un procedimiento similar se puede obtener para deslizamiento inverso:

$$f = \frac{1 + \mu_f \cot\alpha}{1 - \mu_f \tan\alpha} \quad (3.43)$$

La figuras 3.9 y 3.10 presentan el comportamiento de los resultados obtenidos en las ecuaciones (3.42) y (3.43).

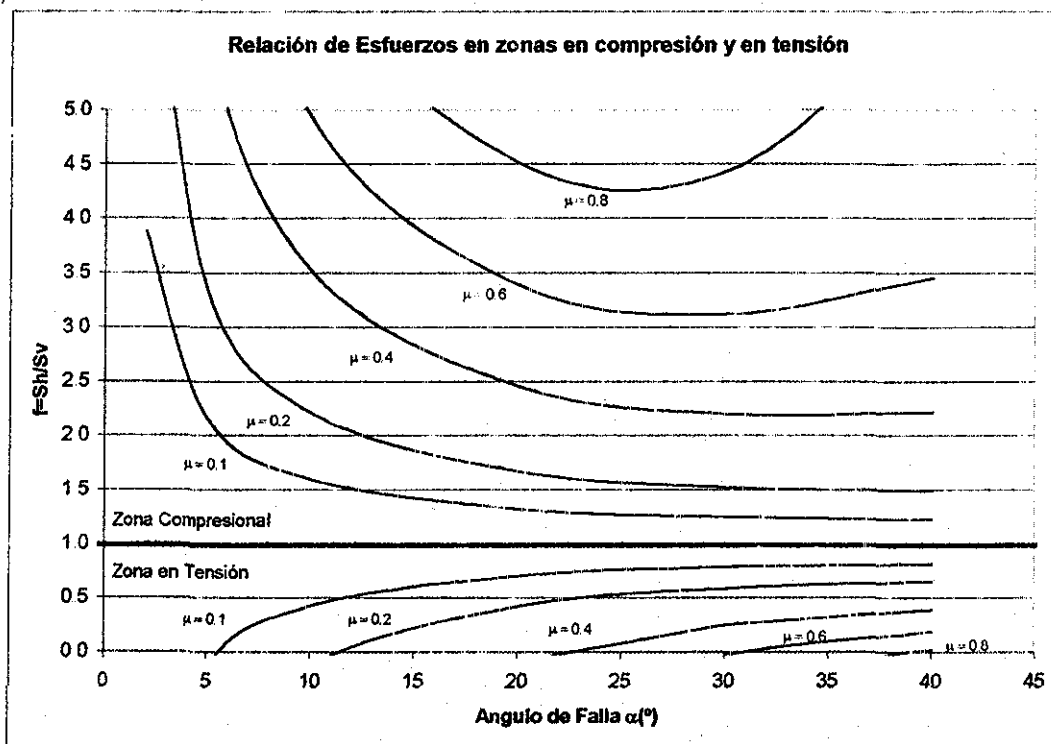
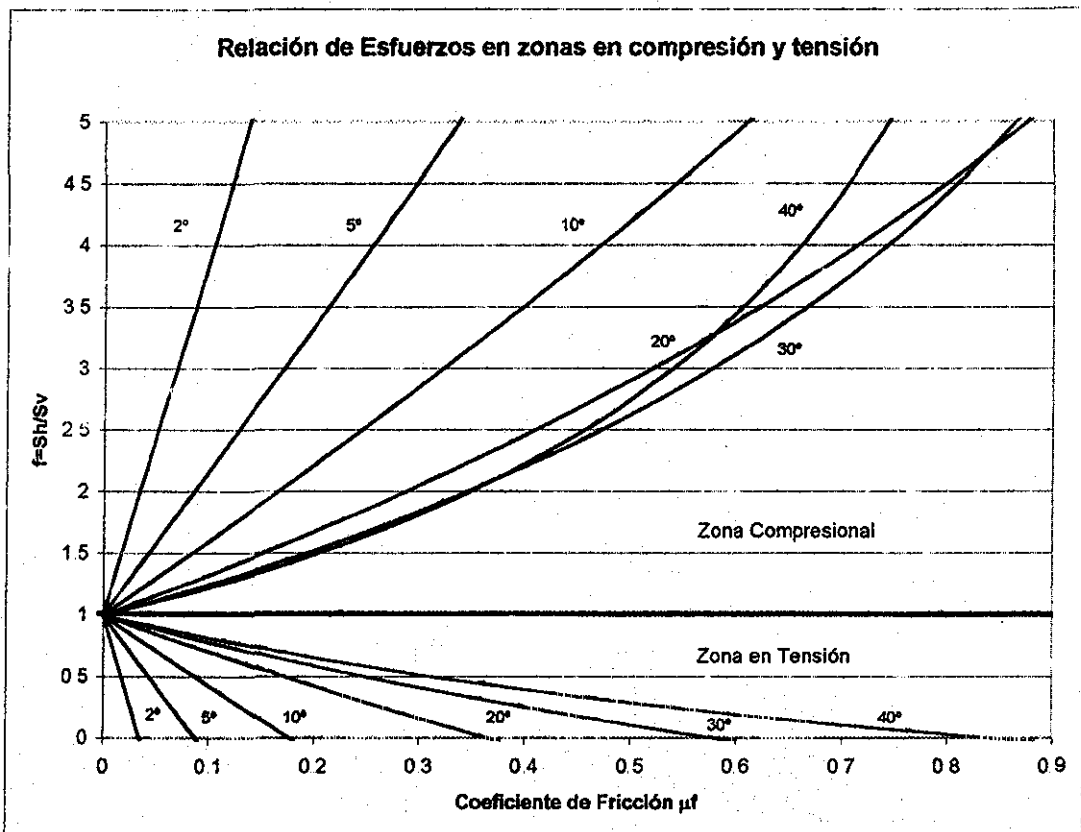


FIGURA 3.9: Relación de esfuerzo horizontal / esfuerzo vertical, con cambio del ángulo de falla.

La figura 3.9 muestra dos zonas definidas por el tipo de deslizamiento presente en la falla. La primera es la Zona en Tensión, que es la originada por deslizamiento normal, y presenta un coeficiente de relación de esfuerzos "f" menor a la unidad, que da a entender que el esfuerzo vertical siempre va a ser mayor al vertical. La segunda, es la Zona Compresional cuyo origen se debe a deslizamiento inverso, y tiene valores de "f" mayores a la unidad para valores de coeficiente de fricción que van de 0.1 a 0.8.

Para ambos casos, se hicieron los cálculos con ángulos de falla, medidos respecto a la horizontal, que están en un rango de 5 a 40°.

TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN



TESIS CON FALLA DE ORIGEN

FIGURA 3.10: Relación de esfuerzo horizontal/ esfuerzo vertical, variando el coeficiente de fricción

De la misma forma, se hicieron los cálculos tomando al coeficiente de fricción como variable, manteniendo ángulos de falla fijos, que van de un rango de 2 a 40°. Nuevamente, se definen claramente las dos zonas de estado de esfuerzos en Tensión y Compresión.

Reiter<sup>32</sup> concluye en su análisis que los datos de campo tomados en Sudáfrica, EE.UU. y Canadá, compilados en el trabajo de McGarr y Gay<sup>33</sup> (1978), el rango máximo de esfuerzos horizontales en una zona compresional, tiene valores de  $f$  entre 1.6 y 2.3. En cambio en la zona en tensión el rango mínimo obtenido en campo de la relación de esfuerzos está entre 0.3 y 0.6.

### 3.8. Análisis comparativo entre el método de Addis & cols. y Reiter

Las dos últimas secciones establecen la relación de esfuerzos horizontales con los esfuerzos verticales, desde dos puntos de vista distintos. Esta sección trata de hacer un análisis comparativo de ambos métodos evaluando sus limitaciones y alcances.

A continuación se presenta un cuadro comparativo de ambos métodos.

**TABLA 3.4**

Cuadro comparativo de ambos métodos.

<b>Método de Reiter</b>	<b>Método de Addis y Cois.</b>
Se basa en el criterio de deslizamiento mínimo del bloque superior en una falla.	Toma como base la clasificación de Anderson de fallas, y la posición de los esfuerzos principales.
Presenta un balance estático de fuerzas sobre el plano de falla.	El método está basado en el criterio Mohr Coulomb de falla utilizado en elasticidad lineal.
Define las componentes de las fuerzas normales y paralelas al plano de falla.	El criterio de Mohr Coulomb toma en cuenta los esfuerzos principales máximo y mínimo, no toma en cuenta el esfuerzo medio.
Existirá falla normal si el deslizamiento es normal, y falla inversa si el deslizamiento del bloque es inverso.	Existirá falla normal si el esfuerzo principal máximo es vertical y el mínimo horizontal. Falla inversa si el esfuerzo principal máximo es horizontal y el mínimo vertical.
Las variables que el método toma en cuenta son el coeficiente de fricción de la roca ( $\mu_f$ ), el ángulo de falla ( $\alpha^\circ$ )	Las variables del método toma en cuenta el ángulo de fricción interna ( $\phi^\circ$ ), al ángulo de falla ( $\theta^\circ$ ), el módulo de Poisson ( $\nu$ ) y la Cohesión ( $S_o$ ) de la roca.

Si bien ambos métodos tienen un enfoque distinto, tienen algo en común. La definición del criterio de falla de Mohr Coulomb Ec. (3.5), incluye un coeficiente de fricción que está definido en función al ángulo de fricción interna Ec. (3.6).

$$|\tau| = S_o + \mu\sigma \tag{3.5}$$

- Donde :
- $\tau$  es el esfuerzo de corte.
  - $S_o$  Resistencia inherente al corte del material o Cohesión.
  - $\mu$  Coeficiente de fricción interna.
  - $\sigma$  Esfuerzo normal al plano de falla.

El coeficiente de fricción puede expresarse en función al ángulo de fricción interna:

$$\mu = \tan \phi \quad (3.6)$$

El método de Rieter toma en cuenta los esfuerzos sobre el plano de falla. Tanto esfuerzo normal como esfuerzo de corte o paralelo al plano. Y según el tipo de deslizamiento, ya sea normal o inverso, el esfuerzo de corte que no es otra cosa que la fuerza de fricción que evita el deslizamiento del bloque. Así, tenemos:

$$\text{Deslizamiento Normal :} \quad F_V'' - F_H'' = T = \mu_f F_N \quad (3.32)$$

$$\text{Deslizamiento Inverso :} \quad F_H'' - F_V'' = T = \mu_f F_N \quad (3.33)$$

Esta fuerza de fricción es establecida originalmente por la ley de fricción de Amonton. El coeficiente de fricción  $\mu_f$  depende de la naturaleza de la roca y de la rugosidad y estado final de las superficies en contacto.

El criterio de Mohr- Coulomb ecuación (3.5) incluye en su expresión la ley de Amonton de fuerza de fricción. El criterio expresa: el esfuerzo de corte no es otra cosa que la fuerza de fricción por unidad de área más un término que depende de la Cohesión (propiedad intrínseca de la roca o material).

La ecuación (3.6) establece la relación entre los dos métodos, ya que se puede obtener el coeficiente de fricción a partir del ángulo de fricción interna. Par verificar esta relación se reemplazó el coeficiente de fricción a partir del ángulo de fricción interna en las ecuaciones (3.42) y (3.43). Para obtener el ángulo de fricción interna se utilizó la ecuación (3.7) mediante la cual se puede calcular dicho ángulo a partir del ángulo de falla (relación obtenida a partir del círculo de Mohr):

$$\phi = 2\alpha - \frac{\pi}{2} \quad (3.44)$$

Para el caso del método de Addis y cols. Se utilizó la ecuación (3.14), sin considerar los términos de presión de poro ( $P_p = 0$ , roca seca) y considerando una falla existente es decir ( $UCS=0$  o despreciable). Las figuras 3.11 a 3.14 muestran el resultado de los cálculos explicados en el párrafo anterior para el caso de falla normal o deslizamiento normal. La figura 3.11 muestra los resultados para obtener el coeficiente K (esfuerzo horizontal / esfuerzo vertical) que corresponde a "P" para el método de Reiter Ec.(3.42) , y  $K_a$  para el método de Addis y cols. Ec (3.14). Se evaluaron ángulos de falla entre 2 a 89°, no se toman los extremos 0 y 90° ya que causa indeterminaciones en la ecuación (3.42). Tanto el método de Reiter como el de Addis muestran una la coincidencia esperada

Por su naturaleza elástica, y por su definición en la ecuación (3.44), el ángulo de fricción interna sólo puede obtener valores positivos que pueden ir desde los 5° hasta los 60°, y las pruebas de laboratorio para los diferentes tipos de roca (ver tabla 3.3) están en ese rango. Por lo que la figura 3.11 muestra en un círculo los valores de ángulo de falla para que el ángulo de fricción interna alcance valores reales (5-60°).

La figura 3.12 muestra la ampliación de el rango de valores aceptables. Las figuras 3.13 y 3.14 muestran los mismos resultados pero la variable de evaluación es el ángulo de fricción interna. Cabe aclarar que estos resultados son para una roca elástica y seca.

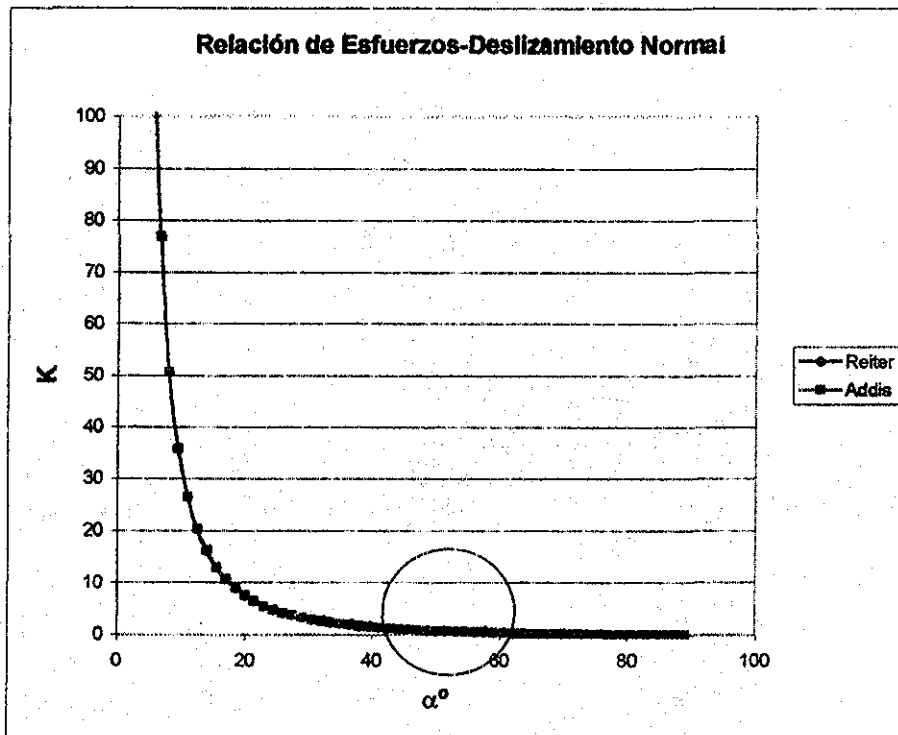


FIGURA 3.11: Relación  $K = (\text{esfuerzo horizontal} / \text{esfuerzo vertical})$  para falla normal, variando el ángulo de falla  $\alpha^\circ$ , utilizando los dos métodos de estimación

TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN

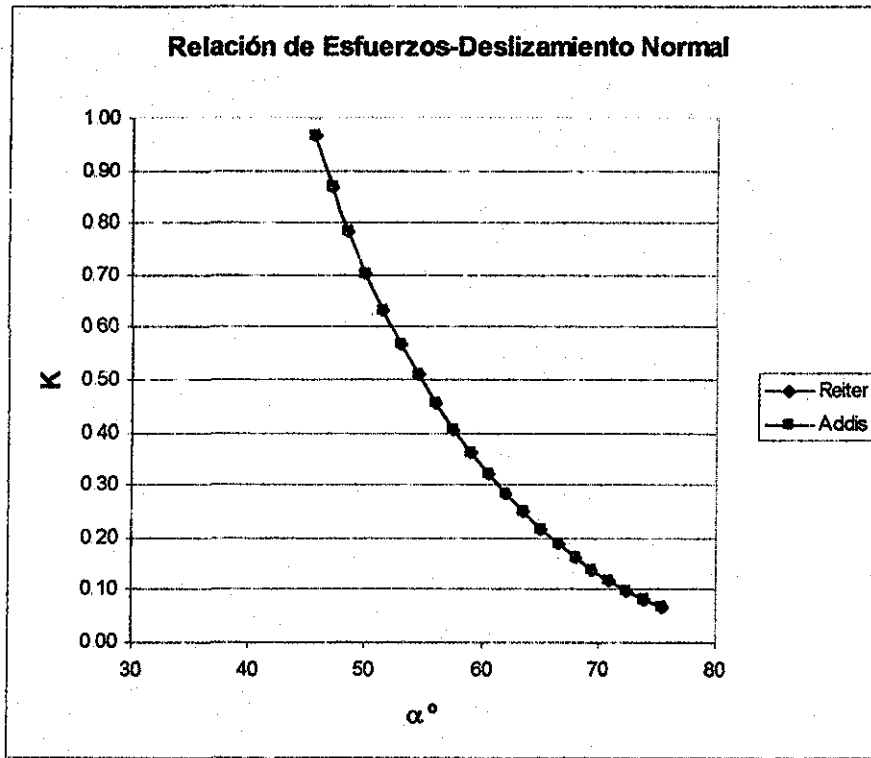
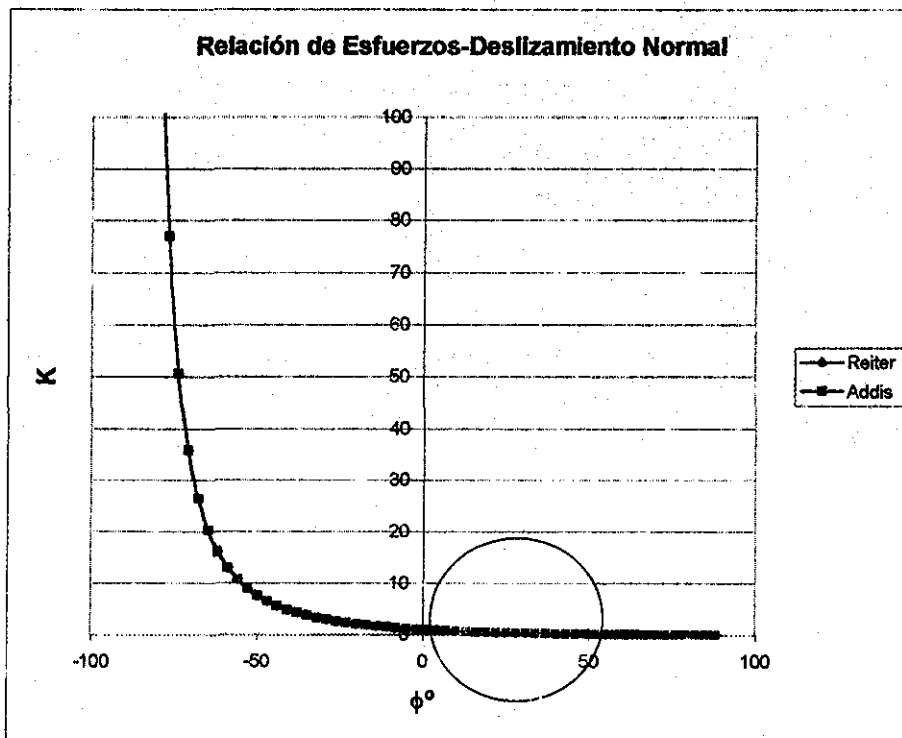


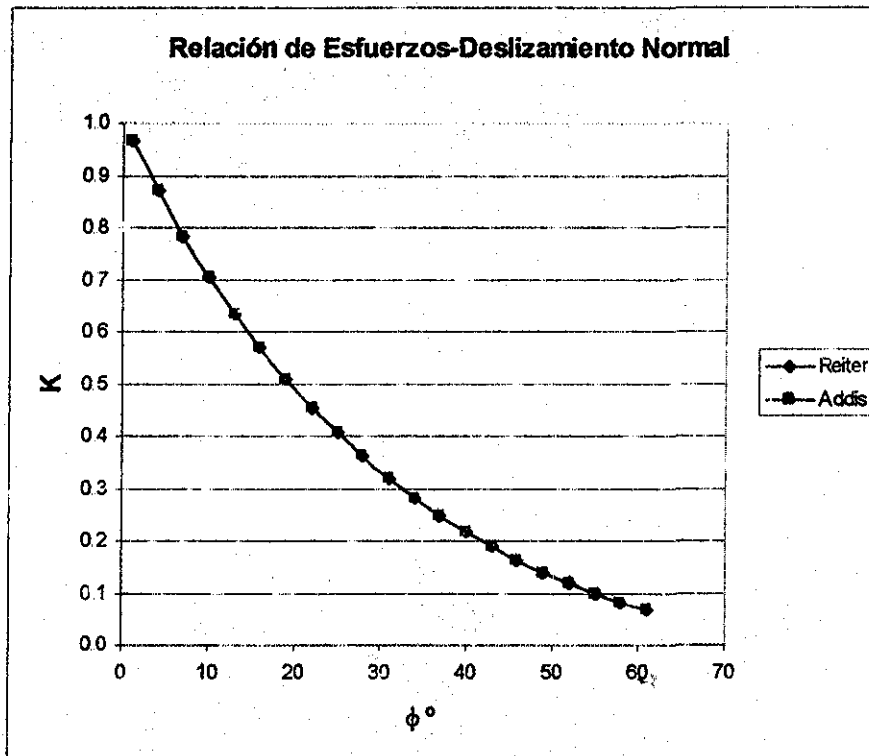
FIGURA 3.12: Relación K, para el rango de datos encerrados en el círculo de la figura 3.11.



TESIS CON  
 FALLA DE ORIGEN

FIGURA 3.13: Relación  $K = (\text{esfuerzo horizontal} / \text{esfuerzo vertical})$ , variando el ángulo de fricción interna  $\phi^\circ$





TESIS CON  
 FALLA DE ORIGEN

FIGURA 3.14: Relación K, para el rango de datos encerrados en el círculo de la figura 3.13

Se hizo un estudio similar en el caso de falla inversa o deslizamiento inverso. Las figuras 3.15 a 3.18 muestran los resultados obtenidos. Se puede evidenciar claramente, que en este caso los valores no son los mismos para ambos métodos como en el caso anterior. En la figura 3.15 se graficaron ambos métodos para con las ecuaciones (3.43) y (3.21) con  $P_p=0$ ,  $UCS=0$ , para un rango amplio de ángulos de falla  $\alpha^\circ$  que va desde 2 a 89°, ya que la fórmula de Reiter se hace indefinida para valores de 0 y 90°. De la misma forma que para la falla normal, se cuenta con una limitación natural de ángulo de fricción interna y valores de ángulos de falla reales, por lo que se encierran en un círculo los valores de ángulo más probables (ver figura 3.15).

La figura 3.16 muestra un detalle de la gráfica encerrada en el círculo, para valores de ángulo de falla hasta 50° tanto Addis como Reiter dan un comportamiento parecido, pero a partir del los 50° Reiter toma un comportamiento anormal, debido a las funciones tangenciales que tiene su expresión. El método de Addis, por su cuenta, toma un comportamiento más real pero con valores elevados. Por ejemplo  $K=15$  para una falla de  $\alpha=75^\circ$ , lo que quiere decir, que los valores de K para cada falla inversa tienen que estar más relajados de lo que muestra la tendencia.

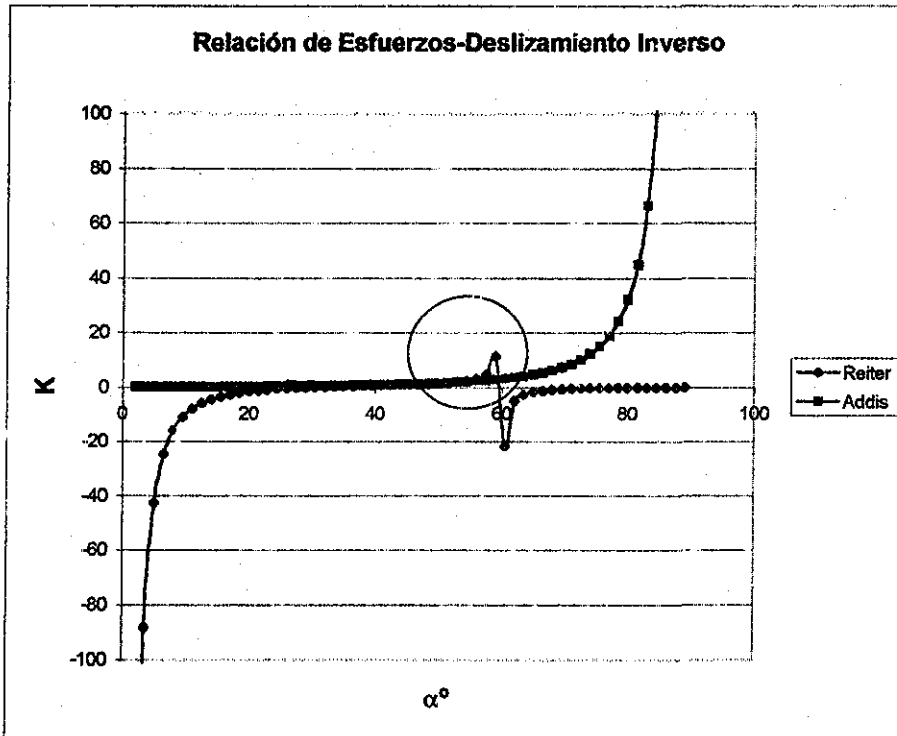


FIGURA 3.15: Relación  $K =$  (esfuerzo horizontal/ esfuerzo vertical) para falla inversa, variando el ángulo de falla  $\alpha^\circ$ , utilizando los dos métodos de estimación.

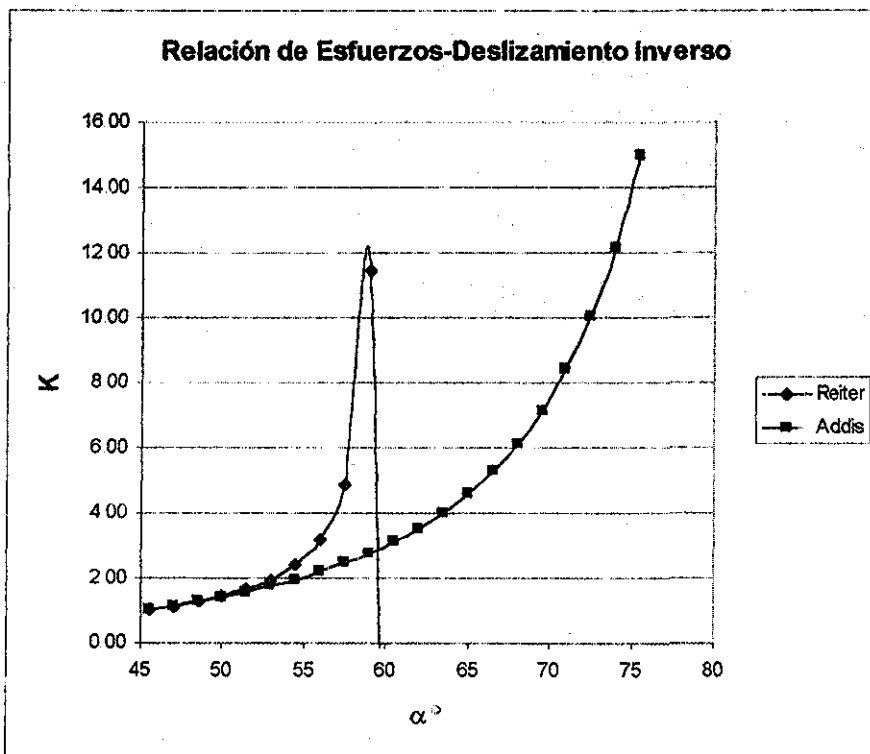


FIGURA 3.16: Relación  $K$ , para el rango de datos encerrados en el círculo de la figura 3.15.

TESIS CON  
 FALLA DE ORIGEN

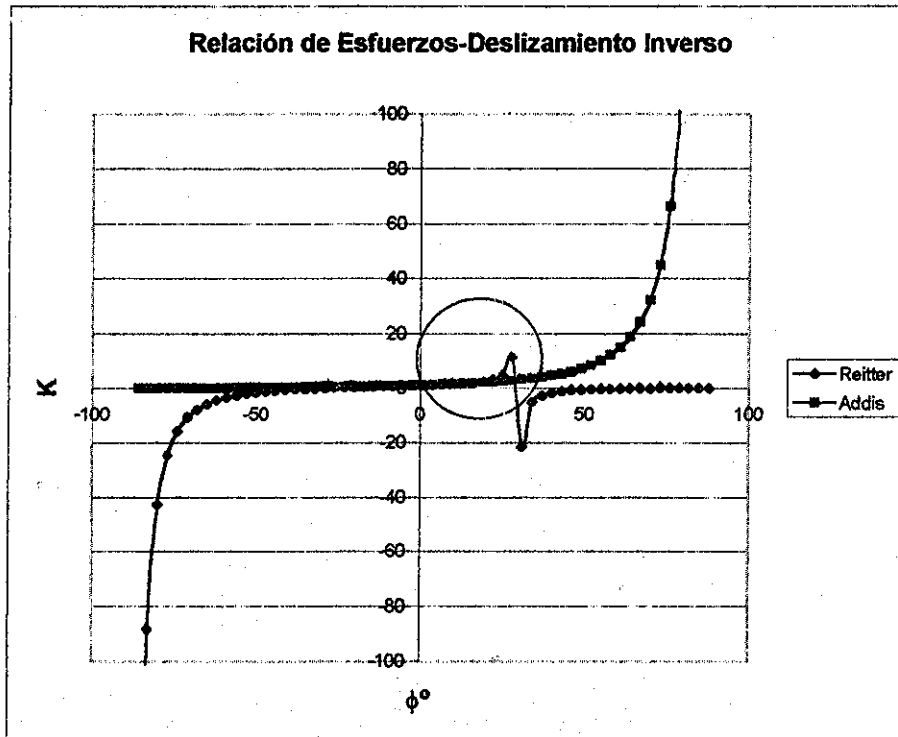
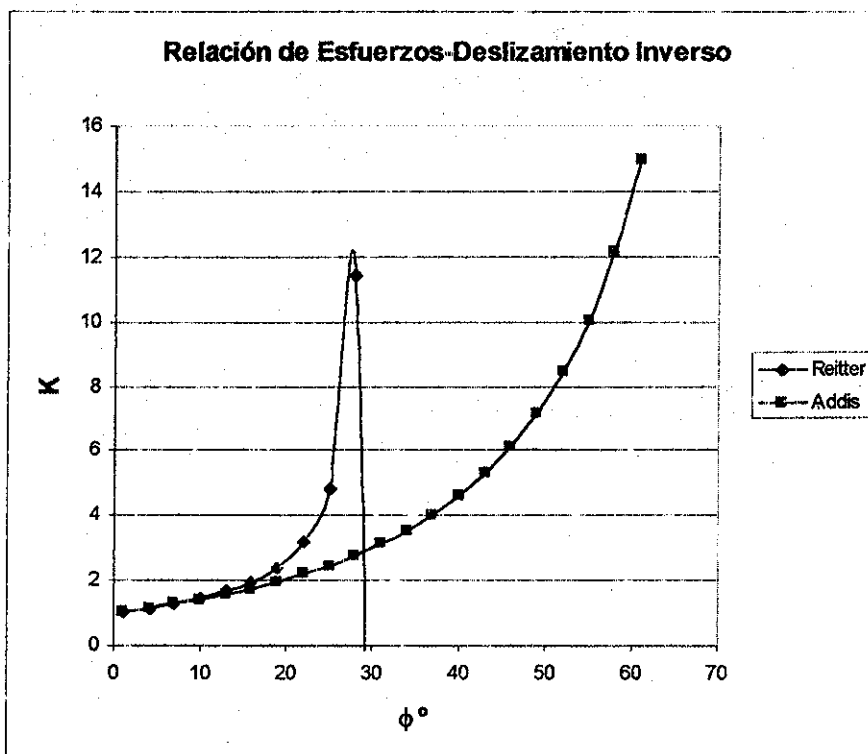


FIGURA 3.17: Relación  $K = (\text{esfuerzo horizontal} / \text{esfuerzo vertical})$ , variando el ángulo de fricción interna  $\phi^\circ$ .



TESIS CON  
 FALLA DE ORIGEN

FIGURA 3.18: Relación  $K$ , para el rango de datos encerrados en el círculo de la figura 3.13.

La figura 3.17 y 3.18 muestran el mismo análisis antes comentado, pero la diferencia es que toma el ángulo de fricción interna como variable de evaluación.

Del análisis comparativo de ambos métodos, se puede concluir lo siguiente:

#### **Fallas normales:**

- Para fallas normales o desplazamiento normal se pueden tomar ambos métodos como base para cálculos de esfuerzos horizontales.
- Se confirma la definición de coeficiente de fricción como el dado en la ecuación (3.6), ya que al sustituirlo en la expresión del método de Reiter para falla normal (Ec. 3.42), dan los mismos resultados que al utilizar la ecuación de Addis modificado para roca seca (Ec. 3.14, con  $P_p = 0$  y  $UCS = 0$ ).
- Para ambos casos los valores obtenidos dan relaciones de  $K < 1$ . Por lo que se puede considerar que la falla normal origina zonas en tensión.
- Tomando en cuenta valores característicos de ángulos de fricción interna obtenidos en laboratorio, que van desde los 5 a 60°, se logró delimitar el rango de ángulo de falla válido para ambos métodos : 45 a 75°.

#### **Fallas inversas:**

- Para fallas inversas o desplazamiento inverso, el comportamiento de ambos métodos lanzó diferencias importantes, alcanzando valores negativos en el caso del método de Reiter.
- Se logró delimitar el rango de validación de los métodos a valores de ángulo de falla entre 45 y 75°, con un ángulo de fricción interna real de 5 a 60°.
- A partir de  $\alpha = 50^\circ$  o  $\phi = 10^\circ$ , las diferencias fueron más notorias. El método de Reiter toma un comportamiento anormal.
- El método de Addis tiene un comportamiento más real. Salvo que para ciertos valores de  $\alpha$ ,  $K$  toma valores elevados, lo que da cuenta que los resultados obtenidos son producto de consideraciones de equilibrio mínimo teóricas. En la práctica, se debe considerar que los valores actuales de relación de esfuerzos para zonas compresionales de falla inversa tomaron valores de relajación de estado de esfuerzos. Una prueba del estado de relajación es que el ángulo de fricción interna toma un valor residual característico de la roca. Ver sección 3.6.

### 3.9. Análisis de los esfuerzos al formarse los pliegues

Uno de los eventos que ha sido descrito en el capítulo 2 constituyen los pliegues (ver sección 2.3). La idea principal del presente trabajo es establecer los posibles orígenes de los pliegues en estratos sedimentarios.

Currie y colb.<sup>34</sup> realizaron un primer estudio, de los posibles orígenes y desarrollo de pliegues en los estratos de tipo sedimentario. Para ello, hicieron las siguientes suposiciones:

- Las propiedades físicas de las rocas sedimentarias en el momento de la deformación son conocidas.
- Las rocas sedimentarias involucradas en el plegamiento de los estratos son rocas competentes. Es decir, son aquellas que se comportan como frágiles, por ejemplo: calizas, dolomitas y areniscas.
- La naturaleza de las fuerzas aplicadas en el estrato y las condiciones de fronteras son de tipo compresivas.
- No se considera flexión debida a fuerzas verticales de levante, compactación diferencial y tectonismo.

#### 3.9.1. Caso de una viga con uno de sus lados fijos

Se presenta el siguiente problema a resolver. Se tiene una viga considerada sin peso en un medio no rígido, de longitud  $l$  y espesor  $T$ . Se desea obtener la fuerza que se debe aplicar a uno de los extremos de la viga (manteniendo el otro fijo) para flexionar la viga. El sistema se presenta en la figura 3.19.

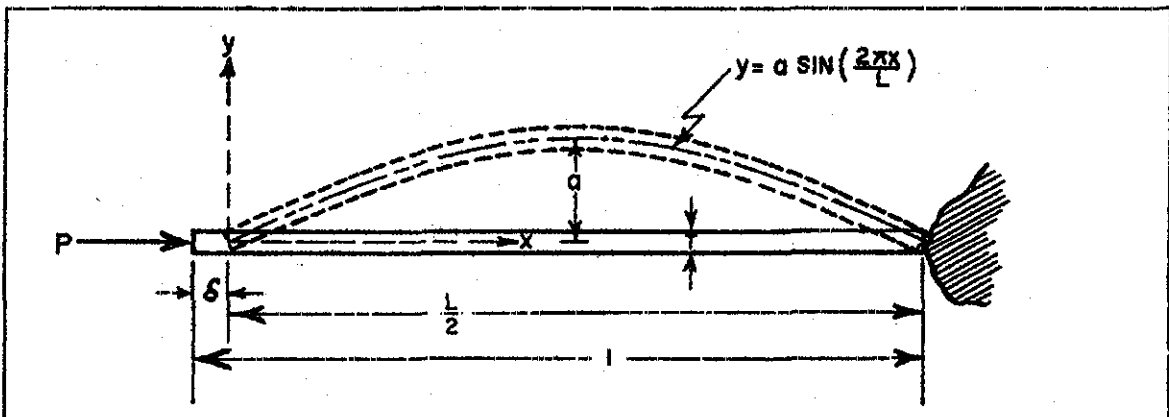


FIGURA 3.19: Viga de longitud  $l$  que se va a flexionar con una fuerza  $P$  aplicada en uno de los extremos.<sup>34</sup>

TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN

Al aplicar la fuerza P en compresión, la viga se pandea hasta alcanzar la forma mostrada en líneas discontinuas en la figura 3 19. La curva de deflexión alcanzada por la viga luego de pandearse puede ser descrita geoméricamente por medio de una onda sinusoidal con las siguientes características:

La posición vertical de cada punto de la viga sigue la función :

$$y = a * \text{sen}\left(\frac{2\pi x}{L}\right) \tag{3.45}$$

Donde : a = amplitud de la onda

L = Longitud de onda

Con esta herramienta, se puede suponer que la deformación de la viga en estudio corresponde a la mitad de un ciclo de onda. Es decir la longitud de onda correspondiente a la curva es de L/2.

Adicionalmente, la viga se deformará debido a la fuerza P una distancia  $\delta$ , que es pequeña comparada con la longitud total de la vida.

Se puede ver, que el trabajo requerido para pandear la viga va a ser igual a la energía requerida para flexionar la viga. Es decir:

$$\text{Trabajo realizado} = \text{Energía requerida para flexionar viga} \tag{3.46}$$

Si se considera una viga que se comporta linealmente elástica para pequeñas deformaciones, el trabajo de deformación realizado será:

$$W = P * \delta \tag{3.47}$$

La longitud de la viga curvada se puede aproximar mediante:

$$ds^2 = dx^2 + dy^2 \Rightarrow \left(\frac{ds}{dx}\right)^2 = 1 + \left(\frac{dy}{dx}\right)^2$$

$$\left(\frac{ds}{dx}\right) = \left(1 + \left(\frac{dy}{dx}\right)^2\right)^{1/2} \Rightarrow ds = \left(1 + \left(\frac{dy}{dx}\right)^2\right)^{1/2} dx$$

Integrando: 
$$s = \int \left[1 + \left(\frac{dy}{dx}\right)^2\right]^{1/2} dx \tag{3.48}$$

Como la deformación es de una longitud de viga pequeña comparada con la longitud total, entonces se puede hacer la aproximación:

Para  $\alpha$  pequeño:  $(1 + \alpha)^{1/2} \approx \left(1 + \frac{\alpha}{2}\right) \Rightarrow s = \int \left[1 + \frac{1}{2}\left(\frac{dy}{dx}\right)^2\right]$

Siendo la integral: 
$$\int \frac{1}{2} \left( \frac{dy}{dx} \right)^2 = \delta \tag{3.49}$$

Reemplazando (3.49) en (3.47), se obtiene el trabajo de pandeo:

$$W = P * \int \left[ \frac{1}{2} \left( \frac{dy}{dx} \right)^2 \right] \tag{3.50}$$

Para obtener la energía requerida para flexionar la viga, se utiliza la aproximación de Momento en términos de deflexión de una viga, concepto de Resistencia de Materiales<sup>35</sup>.

Para pequeñas curvaturas en una viga de sección cuadrada:

Momento flector = 
$$M = EI \left( \frac{d^2 y}{dx^2} \right) \tag{3.51}$$

Donde : E : Módulo de elasticidad  
I : Momento de inercia

La energía requerida para flexionar la viga está dada por la siguiente expresión :

$$E_f = \int \frac{M}{2EI} dx \tag{3.52}$$

Reemplazando (3.51) en (3.52) , y sabiendo que el momento de inercia de una sección rectangular es igual a  $I = \frac{bT^3}{12}$  , siendo b el ancho de la viga, podemos obtener:

$$E_f = \int \frac{EI \left( \frac{d^2 y}{dx^2} \right)^2}{2} dx = \frac{EbT^3}{24} \int \left( \frac{d^2 y}{dx^2} \right)^2 dx \tag{3.53}$$

Reemplazando las ecuaciones (3.53) y (3.50) en la ecuación (3.46) llegamos a la igualdad:

$$\frac{P}{2} \int \left( \frac{dy}{dx} \right)^2 dx = \frac{EbT^3}{24} \int \left( \frac{d^2 y}{dx^2} \right)^2 dx$$

Dividiendo por unidad de ancho, P pasa a ser P<sub>w</sub> (fuerza por unidad de ancho):

$$\frac{P_w}{2} \int \left( \frac{dy}{dx} \right)^2 dx = \frac{ET^3}{24} \int \left( \frac{d^2 y}{dx^2} \right)^2 dx \tag{3.54}$$

Reemplazando las derivadas de la función de la ecuación (3.45), es decir, la curva de la viga deflectada en la ecuación (3.54), e integrando de 0 a L/2, obtenemos la expresión:

$$\frac{P_w 2\pi^2 a^2}{L^2} = \frac{2a^2 \pi^4}{3L^4} ET^3$$

Despejando la fuerza por unidad de ancho:

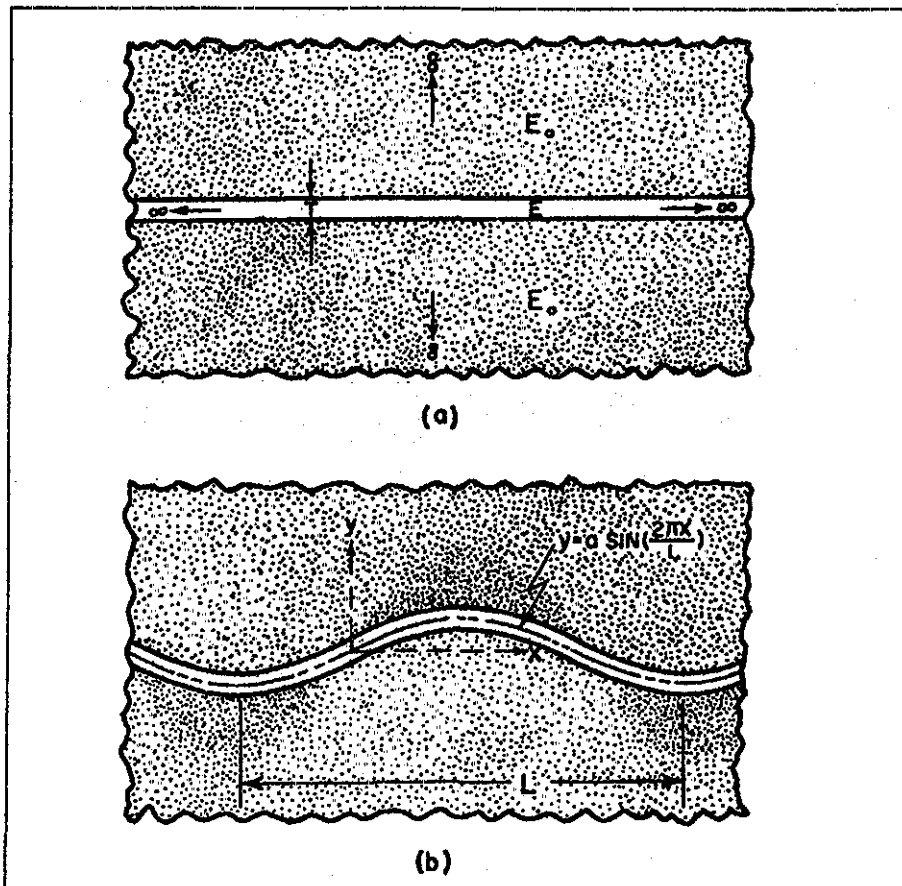
$$P_w = \frac{\pi E T^3}{3L^2} \tag{3.55}$$

La expresión (3.55) representa a la fuerza necesaria para flexionar la viga, pero está expresada por longitud de onda. Sabemos que la longitud total de la viga en reposo representa aproximadamente la longitud de onda /2, es decir  $l=L/2$ , podemos entonces establecer:

$$P_w = \frac{\pi E T^3}{12l^2} \tag{3.56}$$

### 3.9.2. Caso de un estrato delgado inmerso en un medio infinito

Un análisis similar al de la anterior sección se puede hacer suponiendo un sistema como el presentado en la figura 3.20.



TESIS CON  
 FALLA DE ORIGEN

FIGURA 3.20: Caso de un estrato delgado con módulo elástico  $E$  inmerso en un medio infinito con módulo elástico  $E_0$ . (a) Estado original, (b) Estado final.<sup>34</sup>



Se trata de un estrato de longitud desconocida, que originalmente tiene un espesor  $T$ , con módulo elástico de magnitud  $E$ , que está inmerso en un medio homogéneo elástico de dimensiones desconocidas, con un módulo elástico  $E_0$ . El problema ahora consiste en establecer la fuerza (por unidad de ancho) necesaria para plegar los estratos desde una posición original (a) hasta un estado final (b). Ver figura 3.20.

Para el desarrollo se establecen las siguientes consideraciones:

- La curva deflectada del estrato con espesor  $T$ , igual que en el caso anterior, sigue una función sinusoidal. Ecuación (3.45).
- Se supone como condición ideal que no existe fricción en la interfase entre estrato y estrado. Si bien, es una suposición bastante ideal, es válida para un análisis teórico. Geológicamente, esta suposición no es estrictamente válida.
- Otra suposición importante consiste en que la deformación es elástica y es independiente del tiempo.

Rescatando los resultados del análisis, se obtienen las siguientes expresiones:

Fuerza por unidad de ancho necesaria para plegar los estratos:

$$P_w = \frac{\pi^2 ET^2}{3L^2} + \frac{E_0 L}{2\pi} \quad (3.57)$$

A diferencia de la viga simple analizada con el método de energía de pandeo de la anterior sección, ahora se tienen que considerar dos componentes de la fuerza. Una componente para flexionar el estrato delgado del medio, y una componente para flexionar los estratos que están arriba y abajo.

Es necesario aclarar que la fuerza necesaria para plegar los estratos corresponde a una que originalmente se tuvo en el pasado, hablando de escala geológica de tiempo. Por lo que, ciertamente en las condiciones actuales, los pliegues presentan un estado de esfuerzos relajado.

La longitud de onda producto de la deflexión de los estratos está dada por :

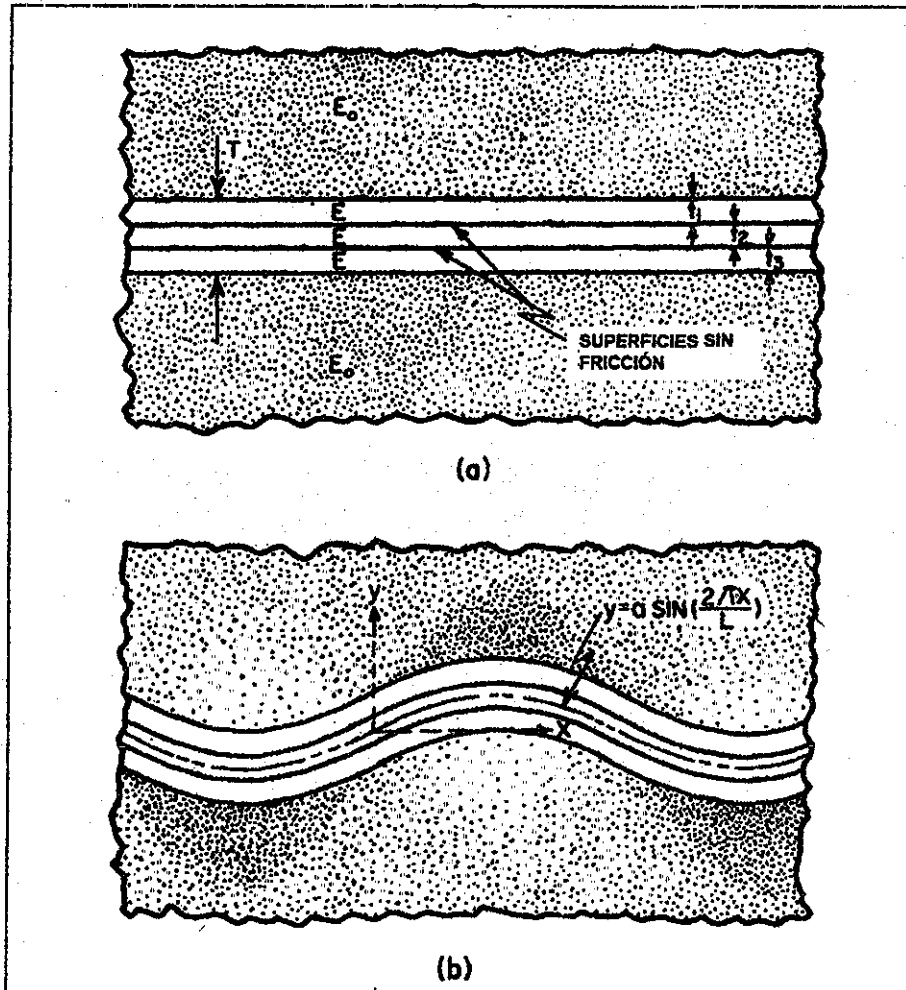
$$L = 2\pi T \sqrt[3]{\frac{E}{6E_0}} \quad (3.58)$$

Este último resultado es muy interesante. Si conocemos aproximadamente la longitud de onda de un estrato con un espesor plegado de  $T$  que está inmerso en un medio continuo, podemos establecer la relación entre módulos elásticos, es decir, las características mecánicas de cada estrato. O si se conocen las propiedades elásticas de los estratos, se puede predecir la longitud de onda de la curva plegada.

**3.9.3. Caso de varios estratos plegados en un medio infinito y homogéneo.**

Estamos en condiciones de generalizar los análisis anteriores para varios estratos de espesor  $T$  y módulo elástico  $E$ , inmersos en un medio homogéneo infinito de módulo elástico  $E_o$ .

Se mantiene la consideración ideal que no existe fricción entre las superficies de los estratos involucrados. La figura 3.21 ilustra el sistema en estudio.



TESIS CON FALLA DE ORIGEN

FIGURA 3.21: Caso de varios estratos con propiedad elástica  $E$  inmerso en un medio infinito con módulo elástico  $E_o$ . (a) Estado original, (b) Estado final.<sup>34</sup>

Los resultados obtenidos son los siguientes:

Fuerza por unidad de ancho necesaria para plegar los estratos:

$$P_w = \frac{n\pi^2 ET^2}{3L^2} + \frac{E_o L}{2\pi} \tag{3.59}$$

La longitud de onda producto de la deflexión de los estratos está dada por :

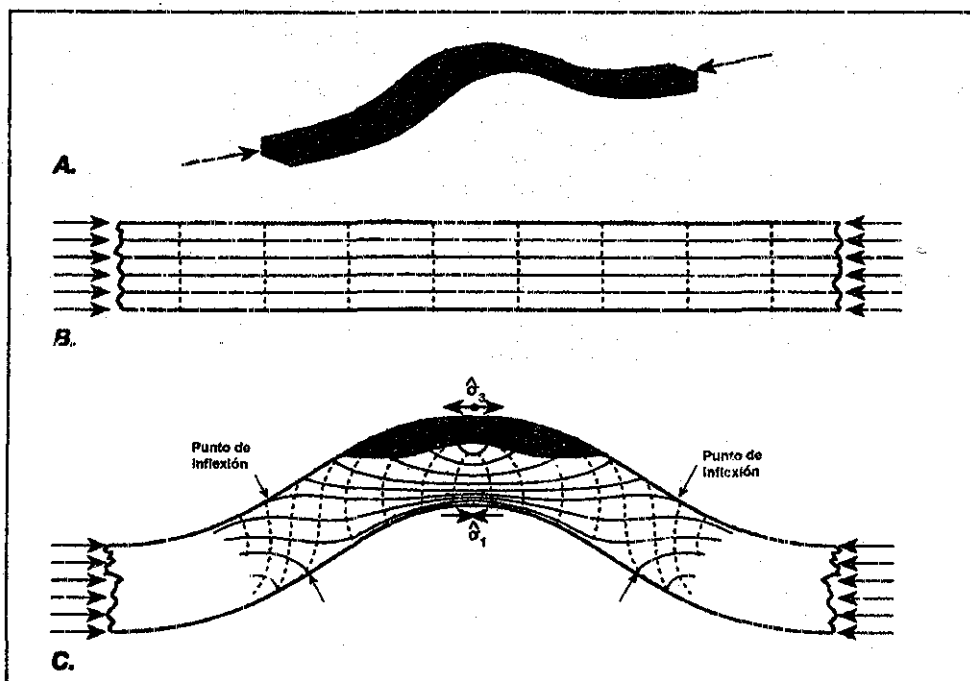
$$L = 2\pi T^3 \sqrt{\frac{E}{6n^2 E_0}} \tag{3.60}$$

Las expresiones (3.59) y (3.60) son similares a los de las anteriores secciones, pero difieren en que se incluyen el número de estratos centrales (n).

Si bien los resultados obtenidos por Currie y colb.<sup>34</sup> parten de una suposición ideal, nos dan cuenta de la posibilidad de establecer las propiedades de los estratos que conforman la zona plegada si se conocen parámetros geométricos y simétricos, como ser la longitud de onda y el espesor del estrato en estudio.

Vale la pena aclarar, que la fuerza por unidad de ancho obtenida en el presente análisis, forma parte de las condiciones iniciales bajo las cuales se inició el plegamiento de los estratos. Que pudo haber ocurrido hace muchos años, hablando de escala geológica temporal.

La distribución actual de esfuerzos a lo largo del pliegue, es el resultado de un proceso de relajación continua. La figura 3.22, nos ilustra un estado hipotético de estado de esfuerzos en un estrato plegado. Se puede observar que existen esfuerzos compresivos y de tensión según el lugar de estudio.



TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN

FIGURA 3.22: Distribución de esfuerzos en un estrato plegado (a) Vista general. (b) Vista superior. (c) Vista lateral.  $\sigma_1$  = Esfuerzos en compresión ,  $\sigma_3$ =Esfuerzos en tracción.

### 3.10. Mecanismos de flujo en intrusiones salinas

En la sección 2.4 del capítulo 2, se explican algunas características de los Domos salinos, principalmente referidas a su composición, movilidad y deformación creep.

Esta sección está destinada a explicar los mecanismos de empuje de sal más conocidos basada en algunas consideraciones relevantes de flujo, tomada del trabajo de T.H. Nelson<sup>36</sup> para estudiar el Golfo de México.

#### 3.10.1. Flujo de sal

A continuación se detallan algunas consideraciones referentes al flujo de sal :

- El flujo de sal es el resultado de la acción de los gradientes de presión creados por los sedimentos que se extienden por encima de la formación salina y la sobrecarga.
- Cuando existe carga diferencial, las presiones varían lateralmente dentro de la capa de sal, por lo que la sal tiende a alejarse de las áreas de elevada presión hacia zonas con baja presión.
- La habilidad de fluir de la sal está condicionada a su estructura cristalina y a la elevada solubilidad de sus minerales.
- Como se comentó en la sección 2.4 del capítulo 2, los minerales que componen la capa salina, poseen en conjunto menos densidad que la mayoría de los estratos compactados que la rodean, por lo que los elementos menos densos tienden a fluir hacia arriba formando los domos salinos penetrantes.
- En el caso del Golfo de México, según el estudio de Nelson<sup>36</sup>, se encontró que las capas de sal están conformadas en un 95% de halita (densidad de 2.164 gr/cc) y un 5% de Anhidrita diseminada (densidad 2.96 gr/cc), dando como resultado una densidad en conjunto de 2.2 gr/cc.
- Otro factor importante que condiciona el flujo de sal es el efecto del agua. El agua ayuda a que la sal fluya con menor dificultad.
- Si se dan las mismas condiciones de sobrecarga y temperatura, una capa gruesa de sal pura fluirá más rápidamente que una capa delgada pero con impurezas. También para que exista un domo salino de tamaño significativo, se necesita una gruesa capa de sal que sirva como fuente.

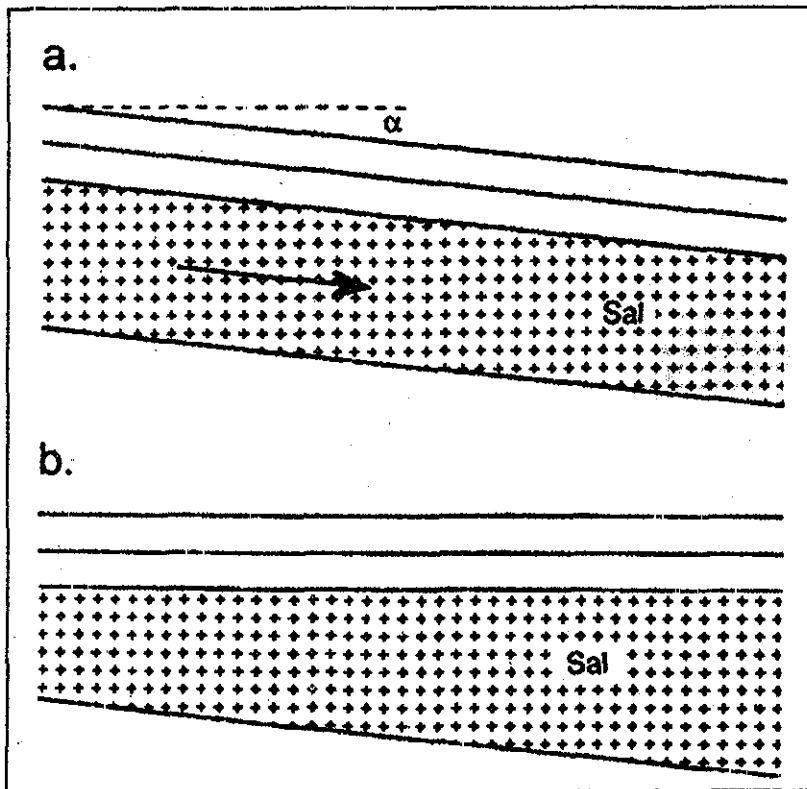
### 3.10.2. Mecanismos de empuje

Existen tres mecanismos básicos e idealizados de empuje y movimiento de sal, que serán estudiados.

a) Superficie inclinada, ilustrada en la figura 3.23.

La única fuerza que actúa sobre la capa de sal es la fuerza debida a la gravedad, siguiendo la dirección de la pendiente. La magnitud de dicha fuerza será proporcional a la inclinación de la superficie, es decir al seno de  $\alpha$ . El objetivo fundamental es el de nivelar la superficie de las capas sedimentarias que están por encima de la capa de sal.

Existen dos casos en estudio, uno con confinamiento lateral y otro sin confinamiento.



TESIS CON  
 FALLA DE ORIGEN

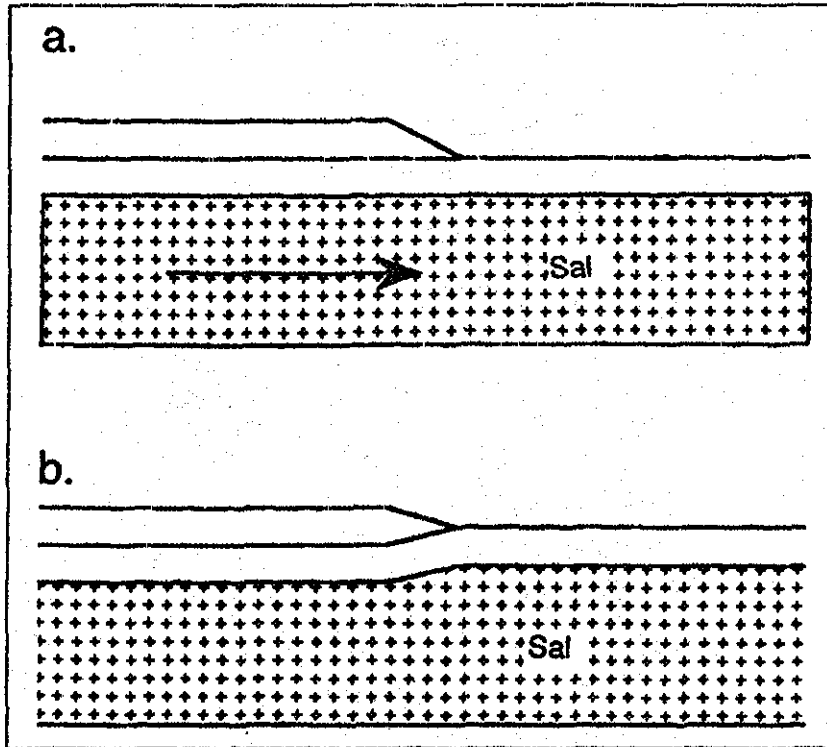
FIGURA 3.23: Modelo de empuje en superficie inclinada. (a) Condiciones iniciales, (b) Condiciones de equilibrio.

b) Sobrecarga diferencial – Caso 1, relativa a la superficie de deposición. Figura 3.24.

Como lo ilustra la figura, ocurre cuando dos capas verticales sedimentarias adyacentes a un mismo nivel, tienen distinto peso. Esta diferencia de sobrecarga, origina

una presión diferencial sobre la superficie de la capa de sal que hace que se mueva en dirección a la menor columna de sobrecarga.

La subsidencia formada sobre la superficie de deposición estará condicionada a la densidad que tienen los sedimentos relativa a la densidad de la sal.



TESIS CON  
 FALLA DE ORIGEN

FIGURA 3.24: Modelo de sobrecarga diferencial. Caso 1. (a) Condiciones iniciales, (b) Estado final luego del movimiento.

c) Sobrecarga diferencial – Caso 2, relativa a la estructura en la cima de la sal. Figura 3.25.

La geometría presentada en el modelo de la figura 3.25 produce una carga diferencial de suficiente magnitud para hacer que el flujo de sal salga empujada. La dirección del flujo y el punto en el cual el equilibrio es alcanzado son dependientes de la densidad de los sedimentos que rodean a la sal.

Si se supone que las densidades de los sedimentos horizontalmente estratificados son, estrictamente funciones de la profundidad, la dirección del movimiento de la sal estará determinada por la densidad de la sección sedimentaria que es equivalente a la altura. En la figura 3.25 (a) este intervalo está representado por la letra "h".

En función a la densidad que tiene los estratos que rodean la sección de sal con altura "h", se pueden hablar de tres casos de movimiento.

Caso 1: Cuando las densidades tanto de los estratos laterales como de la sal en el intervalo "h" son iguales, no existe flujo ni movimiento. Figura 3.25 (a)

Caso 2: Cuando las densidades de los estratos laterales en el intervalo son menores a la densidad de la sal. Se produce un flujo, cuya dirección es ilustrada en la figura 3.25(b). Se puede observar que la sal busca una posición de equilibrio de densidades.

Caso 3: También conocido como Diapirismo. La densidad de los estratos laterales en el intervalo, es mayor a la densidad de la sal. Se produce un movimiento de la sal en dirección al mostrado en la figura 3.25 (c).

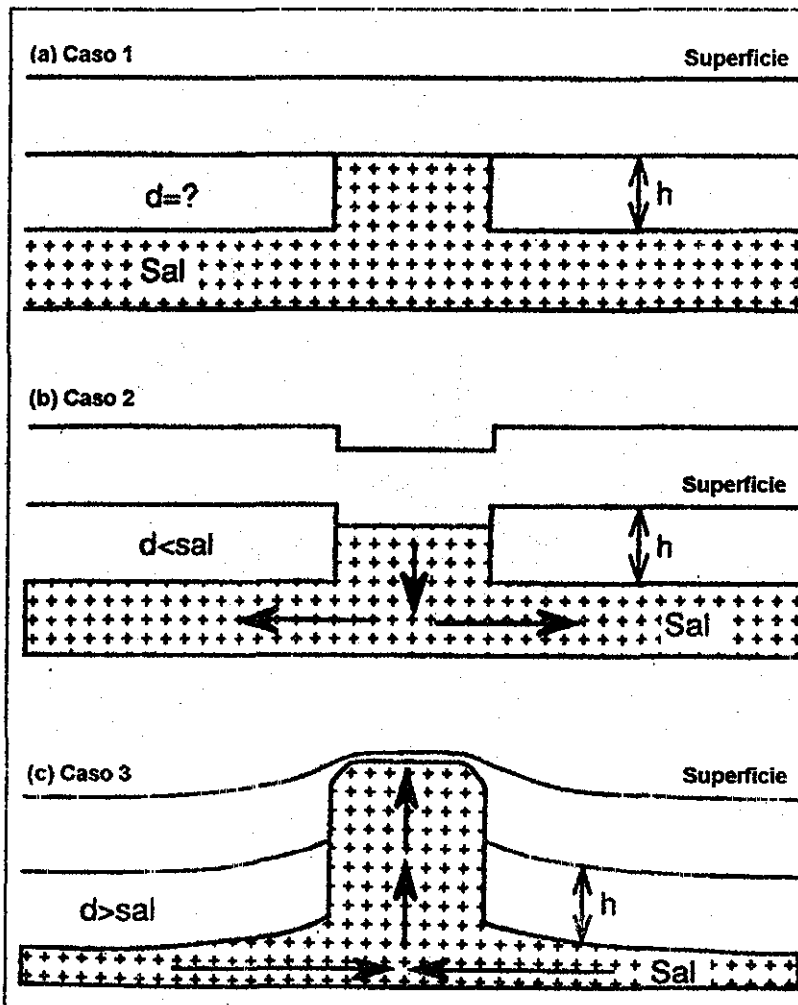


FIGURA 3.25: Modelo de sobrecarga diferencial Caso 2. (a) Condición inicial, (b) Capa intermedia con densidad menor a la densidad de la sal. (c) Capa intermedia con densidad mayor a la de la sal

TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN

## 4. PRESION DE PORO Y ESFUERZOS IN SITU

Como se explicó en la sección 3.3.4. del capítulo 3, si se estudia una formación poroelástica se debe tomar en cuenta la presión que el fluido ejerce sobre las paredes del poro. Esta presión, afecta en gran medida la respuesta mecánica de la roca.

La presión de poro participa en tres efectos principales en el comportamiento mecánico de la roca :

- El primero, la reducción del esfuerzo efectivo de la roca.
- El segundo, la reducción de la cohesión que es una propiedad inherente de la roca.
- La reducción del Esfuerzo Uniaxial a la Compresión.

Si se considera una formación con presiones anormalmente altas respecto a la presión hidrostática de referencia, estos efectos se van a amplificar.

Para estudiar más a detalle los efectos producidos por las presiones anormales de formación se dedica la primera sección de este capítulo a estudiar los mecanismos de generación de presiones anormales.

### 4.1. Mecanismos de Generación de Presiones Anormales

La formación de presiones de formación anormalmente altas puede deberse a los tres mecanismos importantes según el trabajo de Osborne y Swarbrick<sup>37</sup>(1997).

#### 4.1.1. Incremento del esfuerzo de compresión: efecto de compactación

- El aumento de **cargas sedimentarias** da como resultado una compresión vertical que puede generar presiones anormalmente altas debido a una compactación desequilibrada, principalmente en las rápidas cargas de los sedimentos de baja permeabilidad. Es decir, se presentará una baja compactación en los estratos donde existe baja permeabilidad debido a que el fluido se resiste a escapar, originando por consiguiente una compactación desequilibrada.
- El elevado **ritmo de sedimentación** implica que una mayor cantidad de fluido debe ser expulsado en un espacio corto de tiempo para evitar el crecimiento de las presiones de poro. Por el contrario, a bajas velocidades de sedimentación el fluido tiene más tiempo para escapar por lo que se mantiene en una presión de poro normal.



- En las regiones tectónicamente activas, donde la presencia de **cargas tectónicas** son importantes, los cambios de esfuerzos horizontales pueden generar y disipar rápidamente grandes cantidades de presión anormal.
- Los mecanismos relacionados con los esfuerzos, son los más significativos en muchas capas o estratos sedimentarios y se considera la principal causa de generación de presiones anormales.
- Las sobrepresiones en las zonas adyacentes a un yacimiento de elevada permeabilidad, pueden ser causadas por: un aislamiento estratigráfico del yacimiento en una sección de baja permeabilidad y granos finos, o por una reducción de permeabilidad lateral debida a una falla. Por ejemplo, cuerpos de arena intercalados con capas de lutita.
- En resumen, se puede alcanzar un estado de compactación desequilibrada, que a su vez es un mecanismo de generación de sobrepresiones, en secuencias gruesas de estratos de baja permeabilidad con ritmo de sedimentación elevado

#### 4.1.2. Cambio del volumen del fluido confinado en el poro de la roca matriz

Los cambios de volumen del fluido intersticial (o de poro) deben presentarse en condiciones de sello total para que sean efectivas. El volumen del fluido intersticial puede incrementarse debido a los siguientes procesos :

- **Expansión Térmica del agua**, ocurre cuando se eleva la temperatura del agua contenida en un roca que presenta un sello perfecto y volumen constante. El agua se va a expandir ligeramente si su temperatura es elevada por encima de los 4°C. Las salmueras y la mayoría de los hidrocarburos son más compresibles que el agua fresca. Daines<sup>38</sup>(1982) demostró que el volumen de agua que se expande si se calienta agua fresca de 54.4 a 93.3° C corresponde a un 1.65% de su volumen original, lo que claramente nos indica que el volumen es pequeño, y que será disipado debido al movimiento del fluido, aún cuando la roca sello sea de muy baja permeabilidad. La figura 4.1 muestra la generación de presión causada por la compactación desequilibrada y la expansión térmica del agua en varias permeabilidades de referencia. La segunda aportación es prácticamente despreciable.

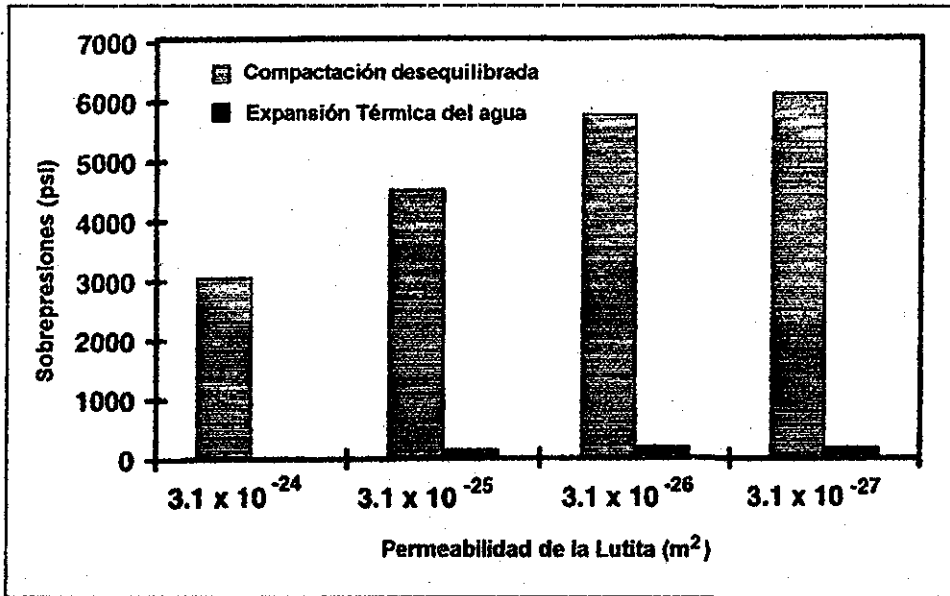


FIGURA 4.1 : Histograma que ilustra las cantidades relativas de sobrepresión que generan la compactación desequilibrada y la expansión térmica del agua<sup>39</sup>

- La deshidratación de la arcilla constituye un mecanismo más de generación de presiones. La Smetita, un tipo de arcilla que contiene abundante agua en su estructura cristalina, al perder agua durante una simple deshidratación se transforma en Illita, esta pérdida de agua ocasiona una expansión volumétrica que trae consigo cambio de densidades y generación de presiones anormales. Osborne y Swarbrick<sup>37</sup> calculan que el máximo incremento de volumen debida a la deshidratación de la arcilla está en el orden de un 4% del volumen.
- El cambio de fases del hidrocarburo, sólido a líquido y líquido a gas es acompañada por una expansión volumétrica aproximadamente arriba de un 25%<sup>37</sup>. Si se trata de un sistema cerrado como en los casos anteriores puede dar origen a una generación de presiones anormales.

#### 4.1.3. Movimiento del fluido

- La presión de los pozos artesianos de agua es originada por una columna hidrostática debida a que el nivel de agua está en lugares elevados. Esta presión es encontrada en capas someras, y debe existir una buena continuidad e intercomunicación de los poros

TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN

- Puede existir movimiento debido a la segregación de los hidrocarburos debida a que los gases y la mayoría de los aceites tienen densidad por debajo de la del agua. La presión resultante es directamente proporcional a la diferencia de densidades.
- Osmosis, que es originada por los grandes contrastes de concentración de salmuera en los fluidos de formación a lo largo de una membrana (lutita). Este contraste origina una transferencia de fluidos a través de la membrana, desde el lado de agua fresca (solución diluida) hacia el agua salada (solución concentrada). Este movimiento de fluido genera pequeñas cantidades de sobrepresiones localizadas.

#### **4.2. Compactación desequilibrada.**

La principal causa de este proceso es la compresión vertical rápida (velocidades elevadas de sedimentación), que consiste en incrementos rápidos de esfuerzos de sobrecarga cuando ocurre compactación de sedimentos normal (lenta sedimentación vertical). Debido a este rápido incremento de esfuerzo de sobrecarga, los fluidos del estrato saturado deben expulsarse o drenar rápidamente. En los lugares donde esta expulsión no pueda llevarse a cabo rápidamente debida a la baja permeabilidad, se genera una presión de poro mayor a los valores hidrostáticos, por lo que el estrato está bajo compactado ya que el agua ofrece resistencia a que los poros se compacten.

Entonces, un requisito importante para que exista una compactación desequilibrada es la baja permeabilidad del estrato, por lo que este proceso puede presentarse comúnmente en estratos arcillosos gruesos, y sucesiones de lutitas.

- En las arenas<sup>40</sup>, la compactación puede reducir la porosidad inicial de 39 a 49% a 15 a 25% a profundidades de 2 a 3 Km. Esto principalmente se debe a un re-arreglo de los granos de arena y a alguna disolución química producida en los contactos de los granos. A mayores profundidades el efecto de compactación se reduce, sin embargo puede disminuir aún la porosidad debido a la cementación diagenética.
- En las arcillas<sup>41</sup>, la compactación reduce la porosidad de un rango inicial de 65 a 80%, a valores entre 5 y 10% de volumen de la roca a profundidades de 4 a 6 Km. Esto puede deberse principalmente a las características de ductilidad que la arcilla presenta.

La compactación desequilibrada puede considerarse como un fenómeno de transición que se disipa a través del tiempo. Deming<sup>42</sup>(1994) demostró que la permeabilidad mínima para que una unidad geológica actúe como sello por más de mil años es de  $10^{-6}$  a  $10^{-8}$  md, este rango es menor a la permeabilidad medida en las arcillas, por lo que ninguna arcilla natural actuará como sello perfecto. La presión perderá su magnitud a un ritmo proporcional a la permeabilidad vertical e inversamente proporcional al espesor de la lutita. Entonces la presión producida por el desequilibrio en la compactación se disipará gradualmente a través del tiempo ya sea por un lento movimiento del fluido a través del sello arcilloso o a través de una migración de los fluidos hacia los acuíferos existentes intercalados entre las lutitas<sup>39</sup>.

### 4.3. Compresión tectónica

Un ejemplo de compresión tectónica es una zona sobrepresionada asociada con la falla de San Andrés en California, que tiene 650-800 Km. de largo por 40-130 Km. de ancho. Las zonas de falla como la de San Andrés son particularmente susceptibles a fallar debido a que el Creep dúctil en las zonas con falla permite la compactación con incremento de presión del fluido, por consiguiente la falla se debilita<sup>43</sup>.

Los procesos tectónicos pueden crear sobrepresiones rápidas, fluctuantes y transitorias, al menos que el esfuerzo compresivo sea pequeño y no influya en la roca ni provoque fractura. Esta última situación, la que no provoca fractura en la estructura, es similar al proceso de compactación desequilibrada sólo que el esfuerzo ahora actúa horizontal y no verticalmente

Price<sup>44</sup>(1974) demostró que en estratos extensos, el radio de la curvatura de la tierra produce compresión horizontal en los sedimentos durante la sedimentación o compresión vertical a profundidades someras.

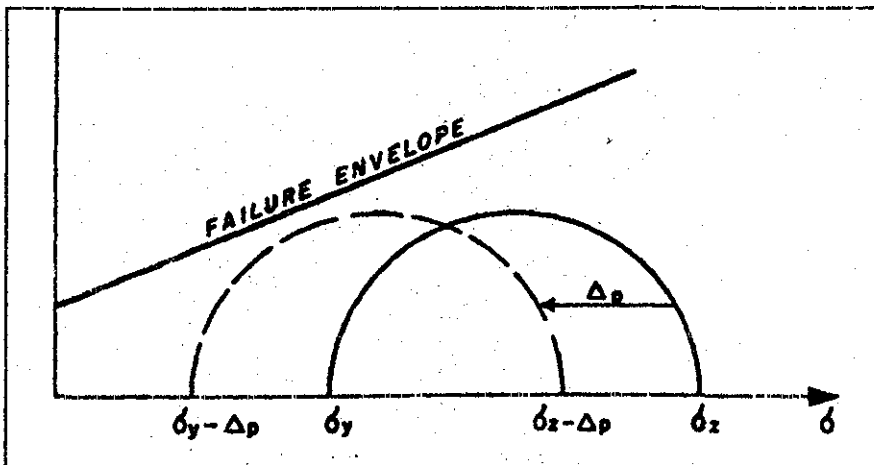
El proceso tectónico puede generar un rápido incremento de la sobrepresión, pero también pueden existir importantes descargas de presión durante los períodos que existe movimiento de las fallas, fracturas, pliegues, diapirismo de sal y lutita.

Las compresiones de los estratos debida a diapirismo salino también puede generar sobrepresiones, aunque los sedimentos por encima de la sal podrían producir tensiones de fractura que permitan a la presión disiparse ya que éstas tienen permeabilidades elevadas.

Es factible la generación de sobrepresiones por causas tectónicas, pero debido a las complejidades geológicas de las capas o estratos en las que existe compresión lateral, se tiene una vaga comprensión del fenómeno. Se necesita conocer bien la historia tectónica y un análisis estructural minucioso del estrato, para predecir las sobrepresiones en estas capas.

#### 4.4. Círculo de Mohr y presión de poro

Si se toma en cuenta que en un medio poroelástico se habla de un esfuerzo efectivo ( $\sigma - p_f$ ). La presión de poro reduce el esfuerzo total, convirtiéndolo en esfuerzo efectivo. Por lo que al incrementar la presión de poro, los esfuerzos efectivos tanto máximo como mínimo que fueron utilizados para el círculo de Mohr son reducidos. Al reducir los esfuerzos efectivos el círculo de Mohr se mueve hacia la izquierda, haciendo que de la zona de estabilidad se pase a la zona de inestabilidad. Ver figura 4.2.



TESIS CON  
 FALLA DE ORIGEN

FIGURA 4.2 : Inestabilidad en el círculo de Mohr debida al incremento de la presión de poro. Disminuye el esfuerzo efectivo. <sup>4</sup>

La figura 4.3 muestra como se comportan los círculos de Mohr para una misma roca (Arenisca Berea) en estado seco y en estado saturado. La mitad superior la figura muestra las pruebas con roca saturada, el centro del círculo se mueve hacia el origen a lo largo del eje de esfuerzos normales con un valor igual a la magnitud de la presión de poro.

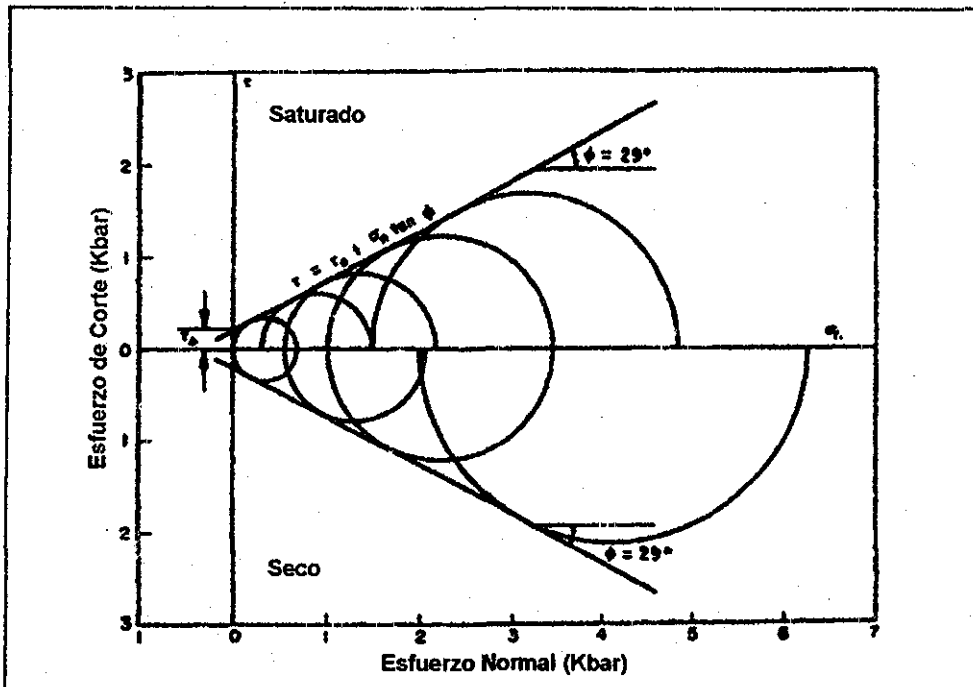


FIGURA 4.3 : Resultados de una prueba de esfuerzo compresivo uniaxial para Arenisca Berea, prueba realizada a 24°C. La mitad superior corresponde a roca saturada y la de abajo a roca seca<sup>46</sup>

Resumiendo, la presión de poro reduce los esfuerzos efectivos de la roca, haciendo que el círculo de Mohr se desplace hacia la zona inestable.

**4.5. Efecto de la presión de poro y el deslizamiento**

Hubbert y Rubey<sup>45</sup> (1959) elaboraron un trabajo muy interesante y polémico que dio un enfoque distinto a la forma de tratar a las fracturas, fallas y esfuerzos de corte. Específicamente, los autores establecieron el rol que tienen las elevadas presiones de fluido en los poros en el movimiento y desplazamiento de las fracturas y fallas.

Su hipótesis se basó en que las elevadas presiones de poro en las rocas ( $P_f$ ) reducen considerablemente la magnitud del esfuerzo normal litostático ( $\sigma_N$ ) que actúa sobre la superficie o plano de la falla o fractura. Se introdujo el concepto de esfuerzo efectivo que Terzaghi en 1950 había definido. Así, se modificó el criterio original de falla de Mohr - Coulomb de la ecuación (3.5) a una expresión en función a los esfuerzos efectivos:

$$\tau = \tau_o + \tan \phi (\sigma_N - P_f) \tag{4.1}$$

TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN

Suponiendo el caso que el esfuerzo normal es reducido a cero, es decir, el esfuerzo efectivo cero, el esfuerzo necesario para que la roca falle se reduce significativamente al valor necesario para romper la cohesión.

Posteriormente el trabajo de Hubbert y Rubey fue sustentado experimentalmente, y el tiempo demostró que una muestra de roca falla y se fractura bajo cargas significativamente bajas cuando se le agrega presiones de poro a la muestra.

#### 4.5.1. Paradoja en fallas Overthrust (ángulo de falla pequeño)

Las fallas Overthrust con un ángulo de falla pequeño, principalmente están presentes en las faldas de las cordilleras o montañas rocosas conocidas, e implica que para dar origen a semejantes estructuras en algún momento ha existido un deslizamiento de bloque de considerables magnitudes.

Hubbert y Rubey<sup>45</sup> hicieron un descubrimiento impactante asociado con el trabajo explicado en la anterior sección. Calcularon la magnitud de la fuerza requerida para deslizar sobre un plano horizontal un bloque perteneciente a una falla inversa de un tamaño conocido semejante a los que existen en las Rocosas Canadienses, en la Cordillera Oeste de Estados Unidos y los Apalaches. Ellos concluyeron que la fuerza horizontal necesaria para empujar el bloque excedía la resistencia a la compresión del granito. Hicieron otro cálculo suponiendo que el mecanismo de empuje es el gravitatorio, y que el bloque se desliza sobre un gradiente estructural definido, tampoco llegaron a buenos resultados.

La solución a esta paradoja toma en cuenta la ley de Mohr-Coulomb modificada de la anterior sección, es decir el esfuerzo de corte crítico necesario para deslizar el bloque en una falla inversa está definido por el producto del coeficiente de fricción interna y el esfuerzo normal efectivo.

$$\tau = \mu_f (\sigma_N - P_f) = \tan \phi (\sigma_N - P_f) \quad (4.2)$$

No existe cohesión debido a que la falla ya existe. Se puede intuir de la última relación que si la presión de poro sobre la superficie de falla es lo suficientemente elevada como para soportar el peso del bloque que está por encima de la superficie, el esfuerzo de corte crítico será mínimo y por consiguiente no existirá resistencia al movimiento.

Existe una observación válida referente a la validez de la ecuación (4.1) presentada en el artículo de Handin y cols.<sup>46</sup> La suposición referente a que el esfuerzo normal efectivo es constante en toda la superficie del plano de falla no es válida, ya que habrán dos componentes del esfuerzo normal: uno aplicado sobre toda la superficie del sólido y otra aplicada sobre el área ocupada por el fluido intersticiales o espacio poroso. Los autores consideran que es más riguroso considerar la siguiente relación:

$$\tau = \tau_o + \tan \phi (\sigma_N - f_b P_f) \quad (4.3)$$

Donde :  $f_b = \frac{A - A_s}{A}$  : Porosidad superficial. Considerada por Biot e su teoría de poroelasticidad.

El área intergranular  $A_s$  puede ser considerada despreciable, y que la presión de poro sea transmitida por completo a lo largo de todo el sólido, es decir que sea efectiva en su totalidad. Pero en el caso que la presión de poro no sea efectiva en su totalidad, como en el caso de rocas con baja porosidad, la configuración del espacio de poro debe ser tal que la presión no puede ser distribuida uniformemente a lo largo de toda la superficie sólida. Por lo que en estos casos la presión de poro debe ser determinada empíricamente

#### 4.6. Efecto de la presión de poro en el UCS

Apoyados en el trabajo de Handin y Cols.<sup>46</sup> se pueden ver los efectos de la presión de poro en el Resistencia Uniaxial a la Compresión (UCS) desde una óptica geológica, graficando los resultados obtenidos en laboratorio con respecto a la profundidad.

Las figuras 4.4 y 4.5 muestran los resultados de los valores obtenidos para la Resistencia Uniaxial a la Compresión para un estado seco, figura 4.4 y para un estado saturado figura 4.5. Se puede apreciar claramente que para una profundidad definida, los valores de UCS se ven reducidos para roca saturada respecto a una roca seca



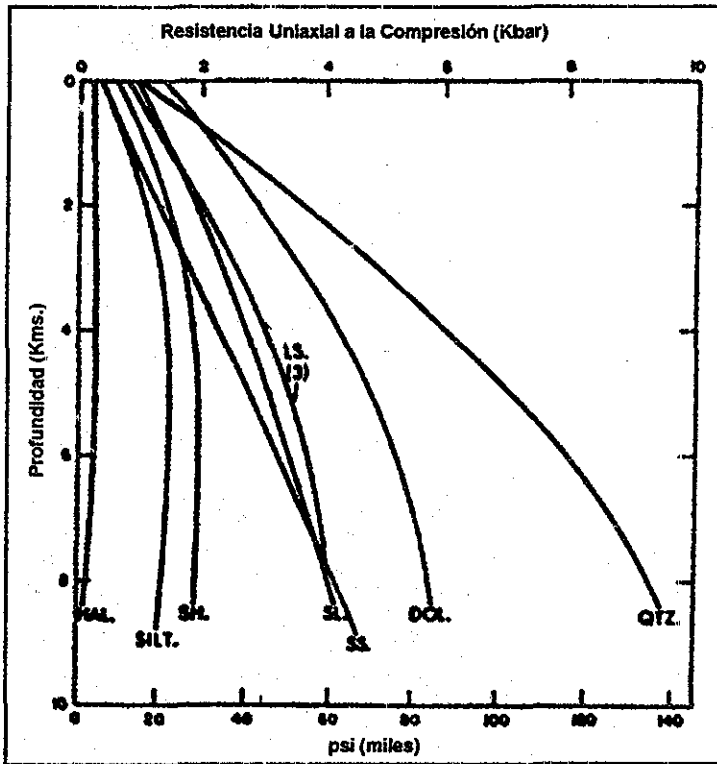
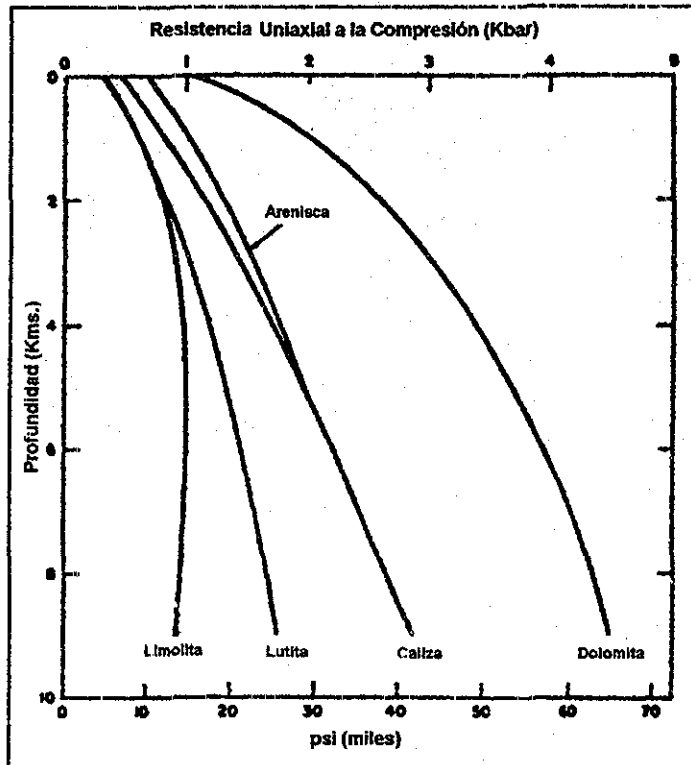


FIGURA 4.4 : Resistencia Uniaxial a la Compresión (UCS) para rocas secas como función de la profundidad. HAL= Halita, SILT= Limolita, SH= Lutita, SS= Arenisca, SL= Pizarra, LS = Caliza, DOL= Dolomita, QTZ= Cuarzo.<sup>48</sup>



TESIS CON  
 FALLA DE ORIGEN

FIGURA 4.5 : Resistencia Uniaxial a la Compresión (UCS) para rocas saturadas con agua en función a la profundidad. Presión de formación normal.<sup>46</sup>

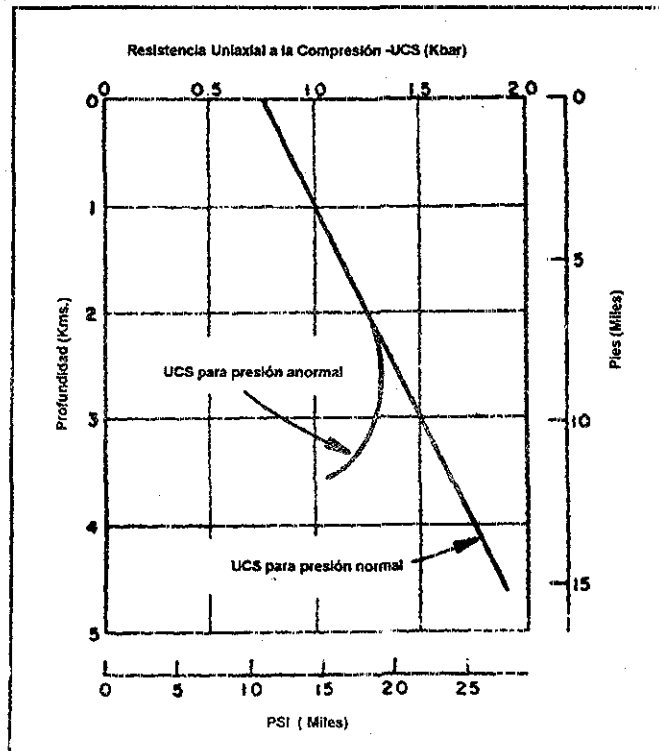
Por ejemplo, para una profundidad de 4 Km. la Resistencia Uniaxial a la Compresión para varias rocas en el orden de :

**TABLA 4.1**

Resistencia Uniaxial a la Compresión a 4,000 m

	UCS -Roca Seca (psi)	UCS-Roca Saturada (psi)
Lutita	32,000	18,000
Caliza	44,000	26,000
Arenisca	35,000	25,000

En zonas donde existen presiones anormalmente altas, el efecto de reducción de la Resistencia Uniaxial a la Compresión será mayor. Un claro ejemplo es el obtenido para una Arenisca Berea<sup>46</sup> saturada con agua ilustrada en la figura 4.6. Se compara la misma roca saturada para una presión de formación normal y para un gradiente de presión de formación anormal.



**TESIS CON FALLA DE ORIGEN**

FIGURA 4.6 : Resistencia Uniaxial a la Compresión (UCS) para Arenisca Berea saturada con agua como función de la profundidad. Gradiente de formación anormal medido en las Costas del Golfo de Luisiana.<sup>46</sup>

Se puede observar de la figura 4.6 que la arenisca es más débil en la zona con presión de formación anormalmente alta.

## 5. APLICACIÓN DE LOS MÉTODOS DE ESTIMACIÓN DE ESFUERZOS HORIZONTALES

### 5.1. Cálculo comparativo: Estimación geológica Vs. Correlación de Breckels y Van Eekeln<sup>12</sup> en campos petroleros.

Con el fin de demostrar que tan diferentes son los cálculos de los esfuerzos horizontales a través del modelo de estimación geológica y la correlación de Breckels y van Eekeln<sup>12</sup> del Golfo de EE.UU., se realizó un cálculo comparativo con datos de registros de tiempo de tránsito y densidad total de algunos pozos de los siguientes campos mexicanos:

- Región Norte, Activo Veracruz, Campo Cocuite, Pozos: COC 201 y COC 403
- Región Marina, Campo Cantarell. Pozos: C1065D, C99D, C2299D, C3005, C468.
- Región Sur, Campo Luna, Pozo Luna 16.
- Región Marina Suroeste, Activo Abkatum, Campo Caan, Pozo: Caan 1
- Región Marina Suroeste, Activo Litoral Tabasco, Pozos: Yum-1 y Yum 201

El efecto Poisson que considera la estimación geológica (Terzaghi y Richart<sup>2</sup>) supone un medio elástico, isotrópico en propiedades y esfuerzos horizontales, con deformación uniaxial ; mientras la correlación de Breckels y van Eekelen<sup>12</sup> considera isotropía de esfuerzos horizontales (medio pasivo) junto al procesamiento de varios datos de pruebas de goteo y fracturamiento hidráulico de los pozos de la región costera del Golfo de EE.UU.

La idea consiste en demostrar que tan diferentes son los cálculos a través de los dos modelos antes citados utilizando registros geofísicos de algunos pozos mexicanos. Si bien, no se puede afirmar que la correlación empírica es válida para los campos mexicanos, pero nos puede servir como un parámetro de observación cuantitativo interesante, con el fin de saber que tan válida es la aproximación geológica en los campos de estudio.

### 5.1.1. Metodología

Para el cálculo de los esfuerzos horizontales por medio de registros geológicos se realizaron los siguientes pasos:

1. Se recopilaron los registros geofísicos de los pozos en estudio. Principalmente los registros de tiempo de tránsito y densidad total.
2. Con los valores de densidad total, se estiman las porosidades de la formación, suponiendo densidades de matriz y densidades de fluido. Se obtiene una gráfica en la cual se detecta la zona que está menos compactada, es decir la zona con valores de porosidad mayores a la tendencia normal de compactación.
3. Se grafican (en log) los valores de los tiempo de tránsito vs. profundidad, se obtiene la ecuación que nos da los valores de la tendencia normal. Se identifica la zona de presión anormal, es decir, los valores que están por encima de la tendencia normal.
4. Se obtienen: la sobrecarga, con el registro de densidad total; la presión de formación, y el módulo de Poisson con la correlación de Eaton<sup>14</sup>(1969).
5. Posteriormente se calculan los Esfuerzos Horizontales mediante la ecuación de efecto Poisson (Ec. 3.9) y con la correlación de Breckels y van Eekelen (Ec. 1.6).

- ESTIMACIÓN GEOLÓGICA : 
$$\sigma_h = \left( \frac{\nu}{1-\nu} \right) \sigma_v + P_p \left( \frac{1-2\nu}{1-\nu} \right) \quad (3.9)$$

- CORRELACIÓN (Región Costera de EE.UU) (1.6)

$$\sigma_h = 0.197D^{1.45} + 0.46(P_f - P_{fn}) \text{ para } D < 11,500 \text{ pies}$$

$$\sigma_h = 1.167D - 4,596 + 0.46(P_f - P_{fn}) \text{ para } D > 11,500 \text{ pies}$$

La ecuación (3.9) sólo depende del módulo de Poisson, la sobrecarga y la presión de formación. En cambio la Correlación (1.6) depende de la profundidad, la presión de formación y la presión de formación normal.

6. Con el módulo de Poisson obtenido en el punto 4 se obtienen el tiempo de tránsito de corte  $\Delta t_s$ , el módulo de Young, y se hace un cálculo de la deformación unitaria vertical.

Primero, se presentan los cálculos completos para dos pozos en particular (COC 201, COC403), con las gráficas de tiempo de tránsito, porosidad, presión de poro, esfuerzos horizontales, y deformación unitaria vertical, todos ellos respecto a la profundidad. En la siguiente sección se hará el respectivo análisis de resultados.

El Anexo B muestra las gráficas de presión de poro, esfuerzos horizontales y deformación unitaria vertical, todos ellos respecto de la profundidad, correspondientes a los pozos restantes. Cabe aclarar, que dichos cálculos fueron realizados utilizando la misma metodología que para la utilizada para los dos pozos Cocuite.

### 5.1.2. Análisis de resultados

#### CAMPO COCUITE

- La **Figura 5.1** presenta las gráficas de la densidad total, el tiempo de tránsito y la porosidad estimada respecto a la profundidad.
- La gráfica de densidad total muestra una compactación normal que hace que los valores de densidad de roca aumenten con respecto a la profundidad. Existen tres secciones bajo compactadas, la primera entre los 2,900 y 4,200 pies, la segunda entre los 5,300 y 5,700 pies y la última entre los 8,000 y 8,900 pies.
- Estas regiones bajo compactadas se reflejan también en la gráfica de porosidad, las secciones antes citadas reflejan valores de porosidad por encima del valor de la tendencia de porosidad normal (tpn). Estos valores de porosidad mayores a los normales indican la presencia de fluidos o una intrusión de gas.
- La gráfica semi-logarítmica de tiempo de tránsito con profundidad nos muestra una zona de presión de formación anormal a partir de los 5,500 pies. Es decir, la zona que se aleja de los valores de tendencia de tiempo de tránsito normal.
- La **Figura 5.2** presenta las gráficas de Presión de poro, Esfuerzos Horizontales y Deformación Unitaria Vertical con respecto a la profundidad.
- La presión de formación anormalmente alta comienza a los 4,500 pies.
- Se puede observar en la segunda gráfica, figura 5.2, los cálculos de los esfuerzos horizontales referida a los dos métodos: Hooke (Efecto Poisson) y la Correlación de Breckels y Van Eekelen. Hasta los 4,000 pies los dos métodos arrojan valores similares con una desviación mínima de 0.07%, posteriormente existe una desviación máxima de 17.43% en la zona de presión anormal.

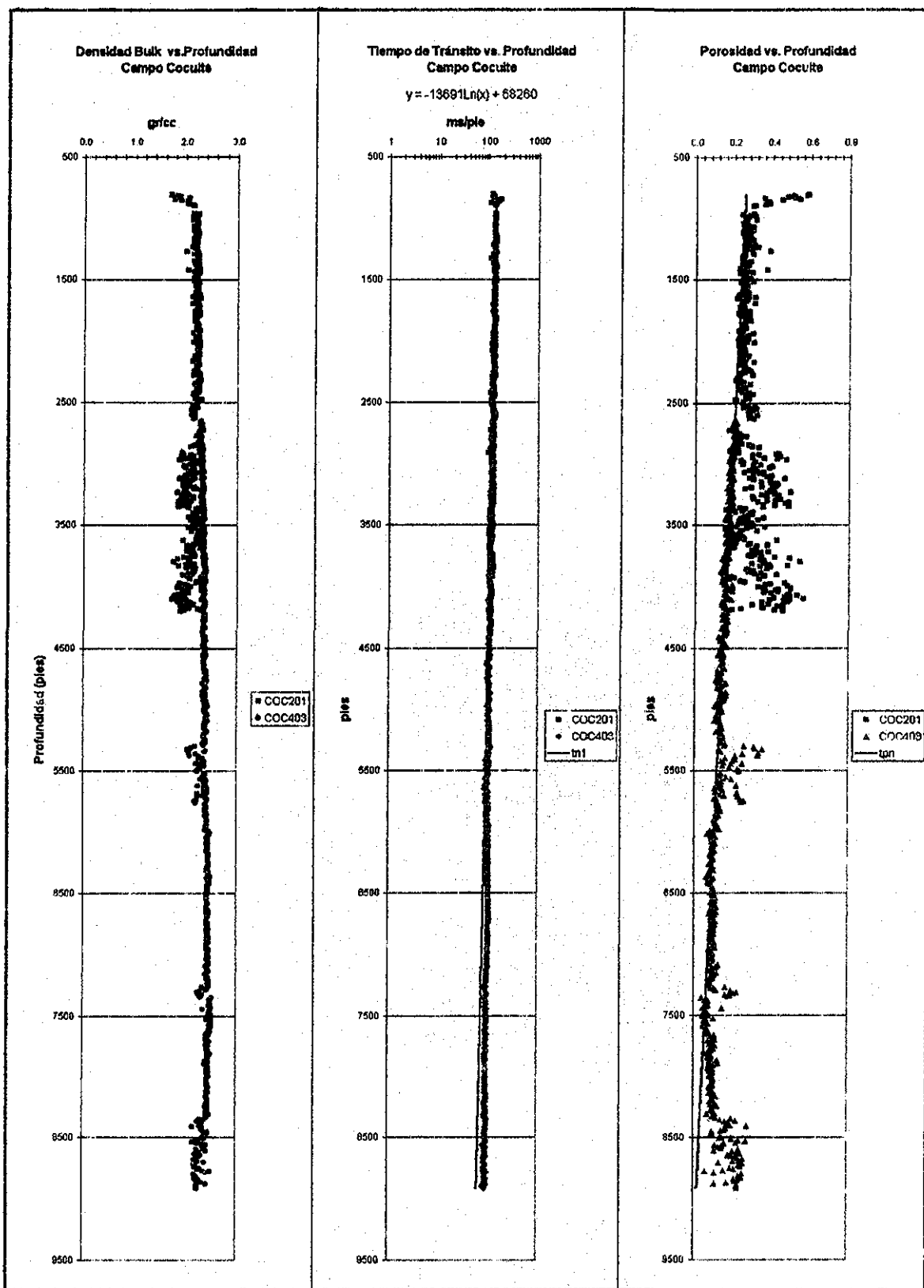


FIGURA 5.1 Gráficas de Densidad total, Tiempo de Tránsito, Porosidad estimada con la profundidad de dos pozos del Campo Cocuite

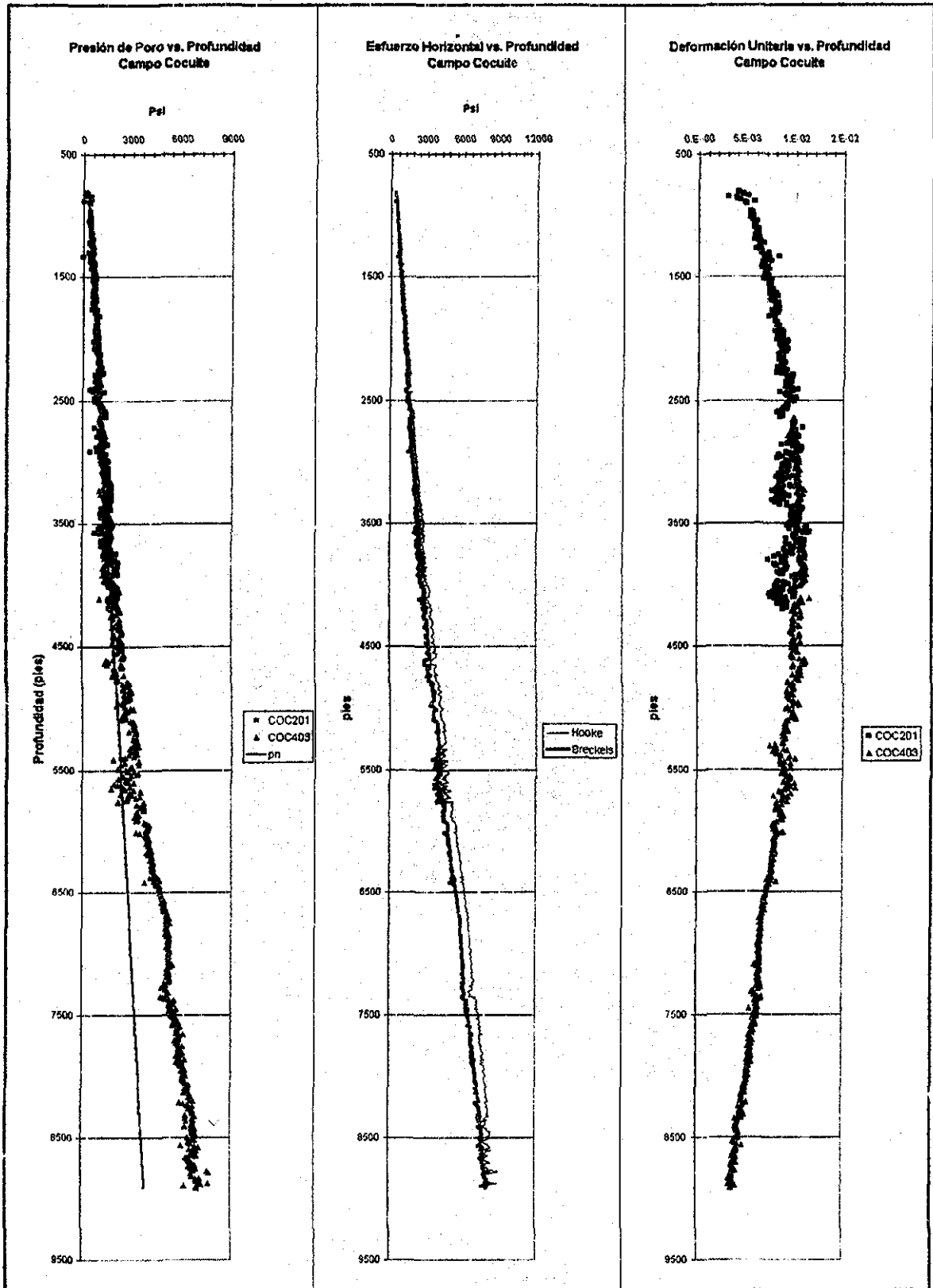


FIGURA 5.2 Gráficas de Presión de Poro, Esfuerzo Horizontal y Deformación Unitaria Vertical con la Profundidad, tomada de dos pozos del Campo Cocuite

- La deformación unitaria vertical mostrada en la tercera gráfica de la figura 5.2, indica un leve incremento hasta los 3,500 pies, posiblemente debida a la zona bajo compactada entre los 2,900 y 4,200 pies o la presencia de intrusiones de gas. Luego la deformación va en decremento normal producto de la compactación.

### **OTROS CAMPOS (Resultados en gráficas de Anexo B)**

- Para el pozo C1065D se identifica una zona con presión de formación anormal que comienza a los 7,600 pies. Los dos métodos se aproximan con una diferencia entre 0.30% y 45.07%.
- El pozo C99D tiene una zona de presión anormal que comienza en los 4,000 pies. Los dos métodos de estimación de esfuerzos horizontales tienen un mínimo de aproximación de 0.90% y un máximo de diferencia de 17.62%.
- En el pozo C2299D se tiene una zona de presión anormal que comienza a los 9,080 pies, y una diferencia relativa entre los métodos que está entre 0.01% y 35.20%.
- Para el pozo C3005, la presión anormal comienza a los 8,800 pies. Tiene una variación de esfuerzos horizontales entre 0.10% y 37.92% para los dos métodos.
- Para el C460, también perteneciente a Cantarell, la presión anormal comienza a los 8,400 pies. La comparación de los dos métodos de estimación de esfuerzos horizontales varía entre 0.09% y un máximo de 89.93%.
- Para el pozo Luna 16, del campo Luna - Región Sur, la presión de formación anormalmente alta comienza a los 10,100 pies. Los esfuerzos horizontales mínimos, difieren en un rango entre 0.59% y 32.37%.
- Los resultados obtenidos para el pozo Caan 1, arrojan una presión anormal que comienza a los 7,000 pies. Los esfuerzos horizontales obtenidos por los dos métodos difieren en un rango entre 0.50% y 83.37%. Hay que ser cuidadosos al tomar aproximaciones con el modelo elástico.
- Se analizó una sección del pozo Yum-1. Se logra identificar una sección con presión de formación anormal a los 8,800 pies. La comparación de los dos métodos de estimación está entre 0.45% y 24.20%.
- En el caso del pozo Yum 201, presenta presión de formación anormal a los 10,500 pies, el cálculo comparativo tiene un mínimo de 0.46% y un máximo de 37.49%



Si tomamos como válida la correlación de Breckels para zonas pasivas sin evidencia de actividad tectónica, según los resultados obtenidos, cuando las diferencias no superen el 25 % podemos tomar como válida la aproximación geológica (Efecto Poisson). Se demuestra por lo tanto que al utilizar la aproximación geológica como primera alternativa, se puede incurrir en errores de consideración si no se tiene un estudio geológico completo que garantice nuestros cálculos.

## **5.2. Simulación Analítica: Distribución de esfuerzos debida a cargas originadas por fallas geológicas en un medio continuo y elástico.**

### **5.2.1. Solución analítica de Melan en medio continuo y elástico**

No cabe duda, según lo expuesto en la sección 3.7 del capítulo 3, que la presencia de una falla ya sea normal o inversa genera un esfuerzo de corte y un esfuerzo normal sobre la superficie de la falla. Las componentes de las fuerzas por unidad de longitud (sobre la superficie de la falla) sobre el eje vertical (Ec.3.39) y horizontal (Ec. 3.40) generan a su vez distribuciones de esfuerzos en la vecindad.

Esta sección tiene por objeto utilizar la solución analítica presentada por Melan<sup>47</sup>, para obtener los esfuerzos generados por las fuerzas por unidad de longitud horizontales y verticales sobre el plano de falla que están inmersas en un medio elástico y continuo, para así, poder establecer una distancia horizontal crítica hasta donde los efectos originados por las fallas geológicas son sentidas.

Las ecuaciones que a continuación se presentan son el resultado del trabajo de Melan<sup>47</sup>:

a) Esfuerzos originados por una **carga vertical por unidad de longitud (p)** que esta por debajo de una superficie de una masa semi-infinita. La figura 5.3 presenta un esquema de los datos utilizados para la obtención de los esfuerzos.

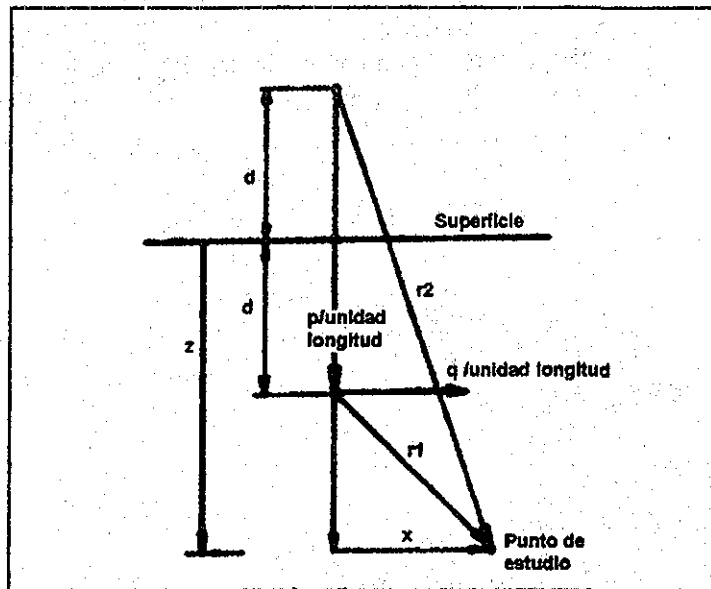


FIGURA 5.3 Esquema de referencia utilizado por Melan para identificar los parámetros utilizados en las soluciones de los esfuerzos generados en un medio elástico semi-infinito por cargas verticales y horizontales por unidad de longitud <sup>47</sup>

$$\sigma_z = \frac{p}{\pi} \left[ \frac{m+1}{2m} \left\{ \frac{(z-d)^3}{r_1^4} + \frac{(z+d)((z+d)^2 + 2dz)}{r_2^4} - \frac{8dz(d+z)x^2}{r_2^6} \right\} + \dots \right] \left[ \dots + \frac{m-1}{4m} \left\{ \frac{(z-d)}{r_1^2} + \frac{3z+d}{r_2^2} - \frac{4zx^2}{r_2^4} \right\} \right] \quad (5.1)$$

$$\sigma_x = \frac{p}{\pi} \left[ \frac{m+1}{2m} \left\{ \frac{(z-d)x^2}{r_1^4} + \frac{(z+d)(x^2 + 2d^2) - 2dx^2}{r_2^4} + \frac{8dz(d+z)x^2}{r_2^6} \right\} + \dots \right] \left[ \dots + \frac{m-1}{4m} \left\{ \frac{(d-z)}{r_1^2} + \frac{z+3d}{r_2^2} + \frac{4zx^2}{r_2^4} \right\} \right] \quad (5.2)$$

$$\tau_{xz} = \frac{px}{\pi} \left[ \frac{m+1}{2m} \left\{ \frac{(z-d)^2}{r_1^4} + \frac{z^2 - 2dz - d^2}{r_2^4} + \frac{8dz(d+z)^2}{r_2^6} \right\} + \dots \right] \left[ \dots + \frac{m-1}{4m} \left\{ \frac{1}{r_1^2} - \frac{1}{r_2^2} + \frac{4z(d+z)}{r_2^4} \right\} \right] \quad (5.3)$$

Donde :  $m = \frac{1-\nu}{\nu}$   $\nu$  = módulo de Poisson del medio elástico

TESIS CON FALLA DE ORIGEN

b) Esfuerzos originados por una carga horizontal por unidad de longitud (q) que actúa por debajo de la superficie en una masa semi-infinita.

$$\sigma_x = \frac{qx}{\pi} \left[ \frac{m+1}{2m} \left\{ \frac{(z-d)^2}{r_1^4} - \frac{d^2 - z^2 + 6dz}{r_2^4} + \frac{8dzx^2}{r_2^6} \right\} - \dots \right] \left[ \dots - \frac{m-1}{4m} \left\{ \frac{1}{r_1^2} - \frac{1}{r_2^2} - \frac{4z(d+z)}{r_2^4} \right\} \right] \quad (5.4)$$

$$\sigma_y = \frac{qx}{\pi} \left[ \frac{m+1}{2m} \left\{ \frac{x^2}{r_1^4} + \frac{x^2 + 8dz + 6d^2}{r_2^4} + \frac{8dz(d+z)^2}{r_2^6} \right\} + \dots \right] \left[ \dots + \frac{m-1}{4m} \left\{ \frac{1}{r_1^2} + \frac{3}{r_2^2} - \frac{4z(d+z)}{r_2^4} \right\} \right] \quad (5.5)$$

$$\tau_{xz} = \frac{q}{\pi} \left[ \frac{m+1}{2m} \left\{ \frac{(z-d)x^2}{r_1^4} + \frac{(2dz+x^2)(d+z)}{r_2^4} - \frac{8dz(d+z)x^2}{r_2^6} \right\} + \dots \right] \left[ \dots + \frac{m-1}{4m} \left\{ \frac{z-d}{r_1^2} + \frac{3z+d}{r_2^2} - \frac{4z(d+z)^2}{r_2^4} \right\} \right] \quad (5.6)$$

Donde :  $m = \frac{1-\nu}{\nu}$   $\nu$  = módulo de Poisson del medio elástico

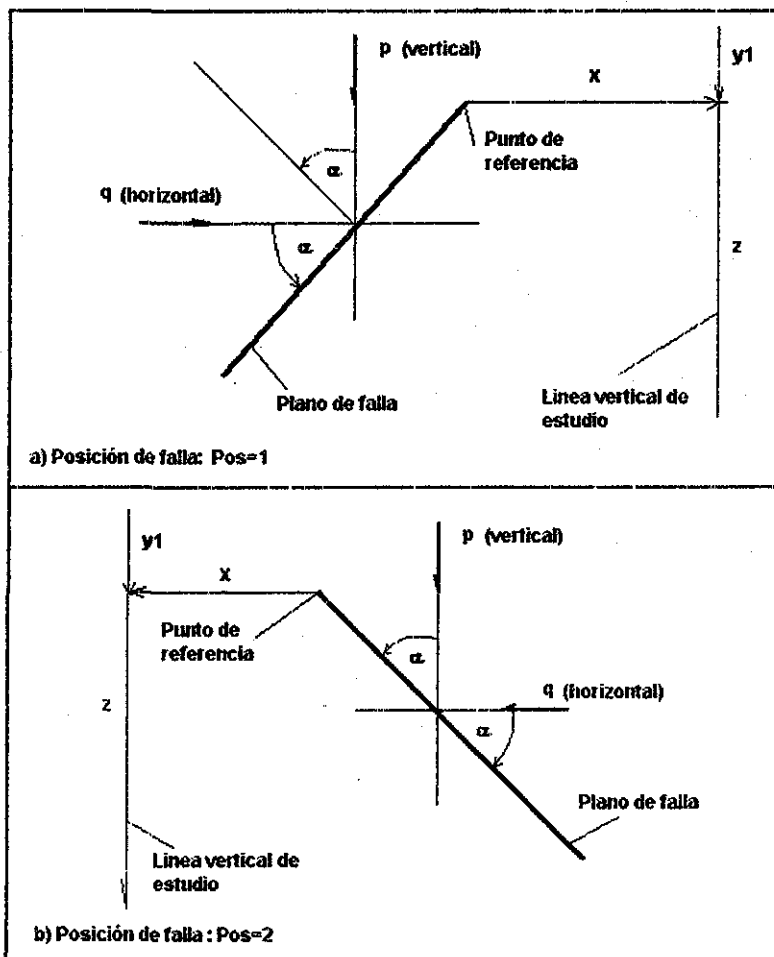
Existe una modificación adicional, se incluyeron el esfuerzo de sobrecarga vertical debido a la columna litostática y el esfuerzo horizontal debido al efecto Poisson

### 5.2.2. Programa de análisis en Matlab

Para el análisis de sensibilidad correspondiente, se elaboró un programa sencillo utilizando como herramienta el software Matlab v.5.3. El programa presentado en el Anexo B está estructurado de la siguiente forma:

- Ingreso de datos:
  - Unidades de salida de datos : U=1 (psi-pie) ; U=2 (Mpa-m).
  - Propiedades de la roca
    - $\nu$ = módulo de Poisson.
    - gsc= Gradiente de sobrecarga (psi/pie).
    - den= densidad de la formación (gr/cc).

- Intervalo de cálculo del punto en estudio
  - $z_0$ = posición vertical inicial de análisis(m);
  - $z_i$ = incremento vertical de análisis (m);
  - $z_{max}$ = posición vertical final o máxima de análisis(m).
  - $t_a$ = tirante de agua (m). Si existe.
  - $\gamma_m$ = gradiente de agua marina. Siendo rigurosos, es necesario calcular la sobrecarga debida a la columna de agua marina, para el caso de pozos marinos. Tomada como 0.476 psi/pie. En el caso de los pozos mexicanos el tirante de agua máximo en Cantarell esta en el orden de los 30-45 metros.
- Datos de la falla identificada: La figura 5.4 ilustra la geometría de la falla, y como toma los cálculos el programa según la posición de falla.



TESIS CON FALLA DE ORIGEN

FIGURA 5.4 Esquema de referencia de posiciones de falla y direcciones de cálculos que el programa toma según la posición

- pos= posición de la falla, extremo superior inclinado a la derecha (1), inclinado a la izquierda(2); es decir  $(/)=1$ ,  $(\backslash)=2$
  - $y_1$ = profundidad de inicio del intervalo falla (m);
  - alfa= ángulo de falla, entre el plano de falla y la horizontal( $^{\circ}$ );
  - H= altura del bloque fallado (m);
  - tipo= tipo de falla, falla normal (1), falla inversa (2);
  - $x_0$ = posición horizontal a partir del extremo superior de la falla (m). Hacia la derecha para la posición (1), y hacia la izquierda para la posición (2)
  - $x_{in}$ = incremento de la distancia horizontal para el análisis (m).
  - $n$ = número de divisiones sobre el plano de falla. Se divide a la falla en pequeñas fallas, cuyo efecto global es sumado al final.
- Salida de resultados : Los resultados se presentan en forma de 4 gráficas que se explican a continuación.
    - **Gráfica (a):** Variación de los esfuerzos con la profundidad debida a las cargas  $p$  y  $q$  a una distancia "x" del plano de falla. Consta de tres curvas: la primera, la suma de los esfuerzos de corte debida a las cargas verticales y horizontales (TXZV+TXZH); la segunda, la suma de los esfuerzos horizontales debida a las cargas vertical y horizontal (SXV+SXH); la última, la suma de esfuerzos verticales debida a las cargas vertical y horizontal (SZV+SZH). Los perfiles son comparados con el de una formación normal.
    - **Gráfica (b):** Presenta el perfil de los esfuerzos principales mínimo y máximo a lo largo de la profundidad en estudio a una distancia "x" del plano de falla. SP1= Esfuerzo Principal Máximo; SP3= Esfuerzo Principal Mínimo. También son comparados con el perfil normal.
    - **Gráfica (c):** Una vez calculados los esfuerzos principales, también se grafica la variación del ángulo del plano principal con respecto al plano horizontal a lo largo de la profundidad en estudio. La presencia de esfuerzos de corte hace que los esfuerzos principales no sean ni verticales ni horizontales.

- **Gráfica (d):** La idea de esta gráfica es tratar de establecer si los valores calculados están dentro del rango de relación de esfuerzos (horizontal / vertical) dada por la correlación de Brown y Hoek<sup>3</sup> presentada en la sección 1.1.1. del capítulo 1. La correlación obtiene dos estados de relación de esfuerzos, una curva límite mínima y otra curva de límite máxima, basada en mediciones en varios lugares del mundo. Entonces, se grafica la relación entre la suma de los esfuerzos horizontales calculados ( $SXV+SXH$ ) y los divide entre la suma de los esfuerzos verticales calculados ( $SZV+SZH$ ). El resultado se grafica junto con las curvas de correlación.

### 5.2.3. Metodología

A continuación se detalla los pasos a seguir para realizar el análisis de sensibilidad de los esfuerzos originados debido a fuerzas sobre la superficie del plano de falla.

1. Definir el campo petrolero en estudio. Identificar la zona con mayor evidencia de eventos geológicos, principalmente zonas afectadas por fallas.
2. Recabar la mayor cantidad de información necesaria para el análisis. Principalmente se necesita la sección geológica estructural de la zona en estudio, que identifique claramente la geometría de las fallas, su posición y ángulo de falla.
3. Obtener la información referente a las propiedades físicas y mecánicas de las rocas que forman parte del estrato sedimentario de la zona en estudio. Definir la columna estratigráfica.
4. Identificar la presencia de pozos exploratorios cerca de la zona de estudio y la profundidad de perforación.
5. Definir la geometría, posición y características de las fallas presentes en la zona de estudio y las propiedades mecánicas a utilizar en el programa. Según la sección 5.2.2.
6. Introducir los datos de entrada al programa de análisis. Cada falla es dividida en "n" segmentos. Para cada segmento se obtienen las fuerzas por unidad de longitud verticales y horizontales (Ecs. 3.39 y 3.40). Estas fuerzas generan un efecto individual sobre los alrededores, que el programa rescata y al final hace una superposición total para definir el efecto total. En otras palabras, la falla es dividida en pequeñas fallas,

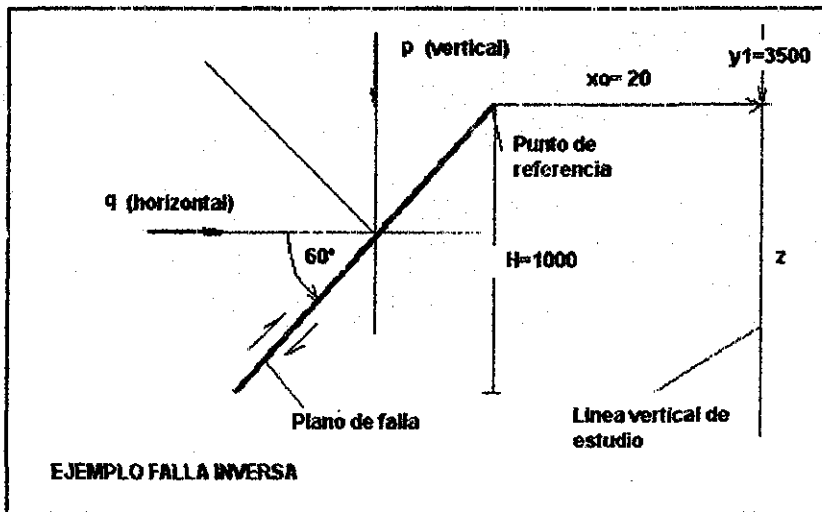
cada falla pequeña genera una redistribución de esfuerzos. El resultado total es la suma de los efectos de cada falla pequeña.

7. Establecer una línea vertical de estudio, a la cual se le va a realizar el monitoreo y análisis de sensibilidad. Esta línea vertical se irá moviendo una distancia horizontal "xin" para poder identificar la zona crítica donde los efectos de la falla estén presentes.
8. Ejecutar el programa y analizar los resultados.

Los resultados dan una idea clara de la redistribución en magnitud y orientación de los esfuerzos debida a la presencia de fallas geológicas. Hay que destacar, que la solución analítica está basada en los parámetros geométricos, la única propiedad de la roca que influye en la redistribución de los esfuerzos (solución de Melan) es el módulo de Poisson.

### 5.2.4. Ejemplo de estudio

Considere el ejemplo mostrado en la figura 5.5. Una falla inversa a la que se desea determinar el perfil de esfuerzos a una distancia de 20 metros desde el extremo superior...



**TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN**

**FIGURA 5.5** Ejemplo inicial de aplicación Caso falla inversa que está a 3500 m. en una formación elástica con  $\rho = 2.6 \text{ g/cc}$ , y  $\nu = 0.31$ .

Los datos de entrada del programa serán:

$U=2$ ;  $\nu=0.31$ ;  $z_0=10$ ;  $z_i=50$ ;  $z_{max}=5000$ ;  $g_{sc}=1$ ;  $t_a=0$ ;  $\gamma_m=0.0$ ;  
 $pos=1$ ;  $y_1=3500$ ;  $\alpha=60$ ;  $\rho=2.6$ ;  $H=1000$ ;  $tipo=2$ ;  $x_0=20$ ;  $x_{in}=600$ ;  $n=20$ ;

Los resultados son mostrados en la figura 5.6.

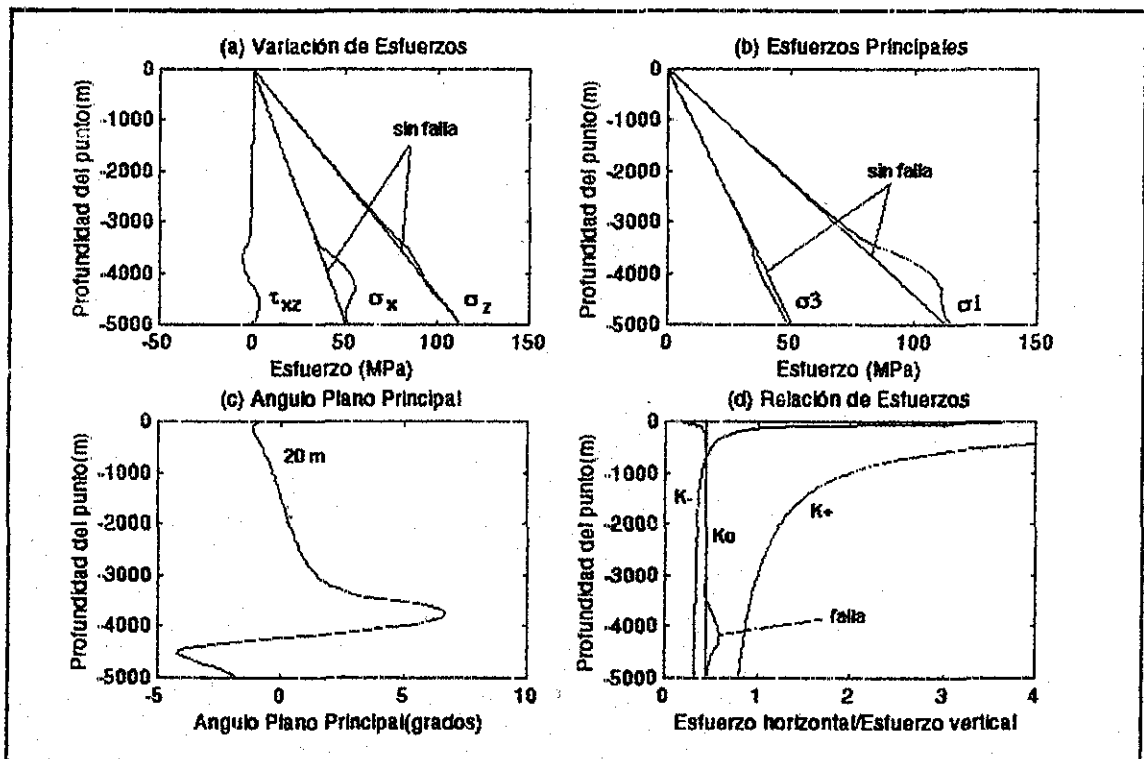


FIGURA 5.6 Resultados correspondientes al ejemplo. Una falla inversa evaluada a 20 metros desde el punto de referencia. La zona cercana a falla está sujeta a compresión.

La figura 5.6 (a) muestra claramente el efecto de la falla en la formación elástica. Existe un incremento notable en los esfuerzos horizontales (Falla inversa es compresional). La existencia de esfuerzos de corte sobre el plano de falla induce esfuerzos de corte en la vecindad, en este caso a 20 metros, la figura 5.6 (b) muestra los esfuerzos principales modificados. La figura 5.6 (c) muestra el ángulo del plano principal de falla medido desde la horizontal. La figura 5.6 (d) muestra que la relación de esfuerzos horizontales/ esfuerzos verticales calculada está dentro del rango correlacionado por Brown y Hoek<sup>3</sup>.

Si evaluamos los efectos de la falla inversa a 620 m y 1220 metros desde la referencia, vemos que los efectos van desapareciendo a medida que nos alejamos, por lo que la formación va tomando un posicionamiento de esfuerzos principales y estado de esfuerzos originales antes de la presencia de la falla. La figura 5.7. muestra los resultados del análisis.

TESIS CON FALLA DE ORIGEN



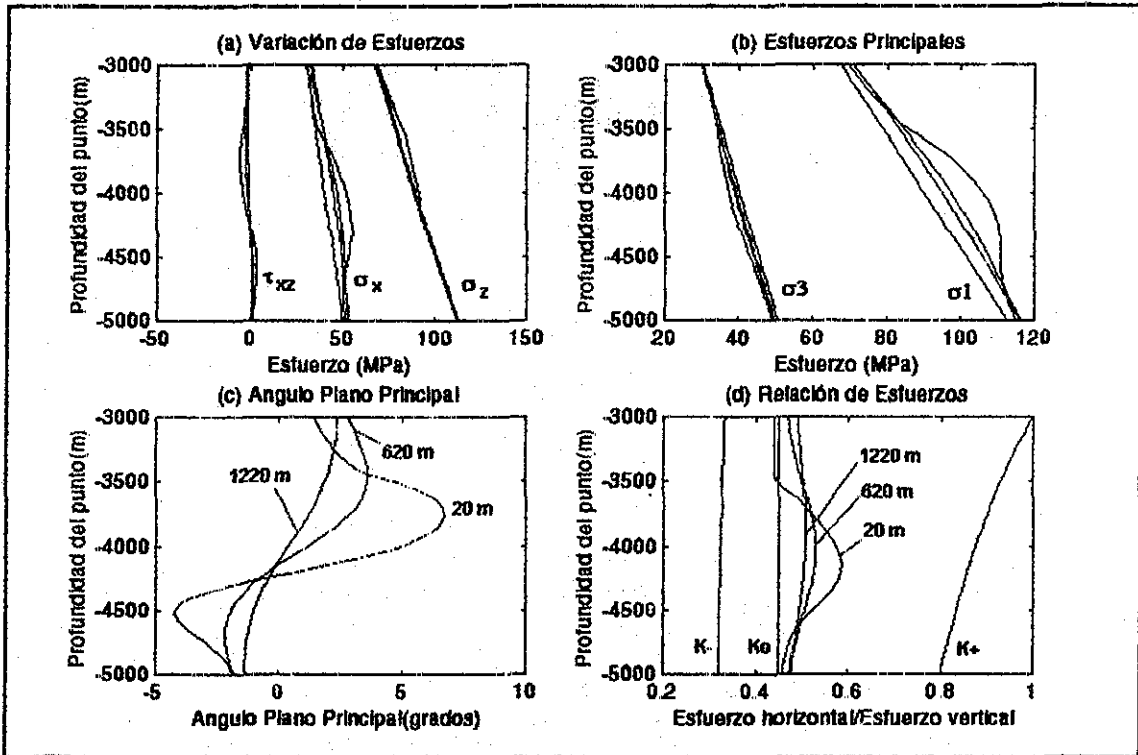


FIGURA 5.7 Resultados correspondientes al ejemplo a una posición de 620 m y 1220 m. Se puede apreciar el estado de relajación a medida que nos alejamos de la falla. Los resultados son evaluados desde los 3000m.

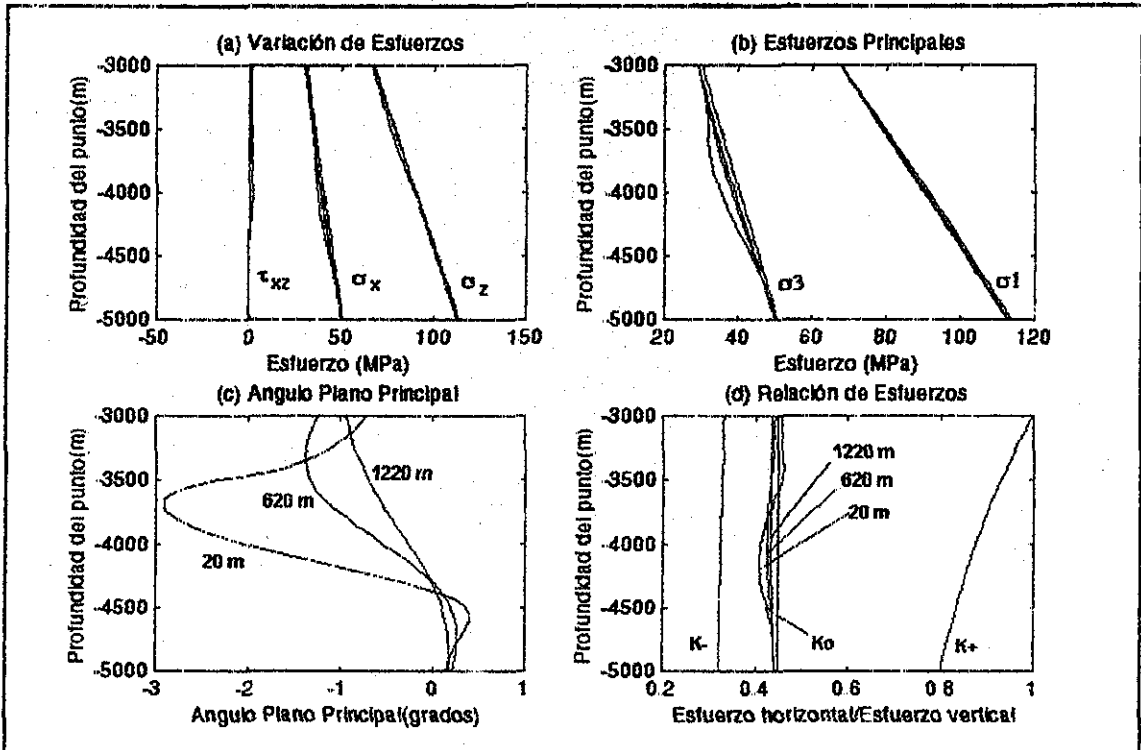


FIGURA 5.8 Resultados correspondientes a una falla normal que toma la misma geometría del ejemplo anterior. También se evalúa a 20, 620 y 1220 m. Observe el estado tensional de la falla normal ( $\sigma_h / \sigma_v < K_0$ ).

TESIS CON FALLA DE ORIGEN

Si consideramos el mismo ejemplo, con las mismas características pero con falla normal. Obtenemos los resultados mostrados en la figura 5.8. correspondientes a posiciones de 20m , 620m y 1220m.

Comparando los resultados de las figuras 5.7 y 5.8 vemos que una falla inversa incrementa la magnitud del esfuerzo horizontal (anticipado en el capítulo 3) y una falla normal relaja el estado de esfuerzo horizontal. Ambos efectos disminuyen a medida que nos alejamos de la falla.

### 5.2.5. Caso de estudio 1: Una zona con presencia de fallas en el campo Kab

El campo Kab se encuentra en la región Marina Suroeste, en la Plataforma Continental del Golfo de México, en la Provincia Marina de Coatzacoalcos. Colinda con los campos Bolontikú, Citam, Hayabil, Kix, Misón, Sinán, Yum y May entre otros<sup>48</sup>.

La zona de estudio está ubicada entre los pozos Kab-201 y Kab-101, con profundidades de perforación total de 6,000 y 5,900 metros respectivamente. Tiene un tirante de agua entre los 25 y 40 metros.

La figura 5.9 muestra el detalle de la sección geológica estructural de la zona en discusión y la posición relativa de los dos pozos.

La zona en estudio presenta los siguientes eventos geológicos claramente definidos de izquierda a derecha:

- Falla 1: Una falla normal que cruza parte del Terciario, el Cretácico y llega hasta el Jurásico Superior Kimmeridgiano, se inicia a una profundidad de 3,700 m. Presenta un ángulo de falla medido desde la horizontal de 71°, una altura de bloque de 2,250 m y una longitud en la base de 750 m.
- Falla 2: Una falla inversa grande que inicia a los 2,700 m. de profundidad, que cruza el Terciario, Cretácico y parte del jurásico. Tiene un ángulo de falla de 57°, y dimensiones de altura de bloque y base de 4,000 m. y 2,562 m. respectivamente.
- Falla 3: Segunda falla normal a una profundidad de 2,700 m. que cruza al igual que la anterior desde el cretácico hasta el J.S.K. Presenta un ángulo de falla de 68°, una altura de bloque de 4,187 m. y base de 1,687 m.



### Falla 1

Los tipos de roca por los que la falla atraviesa están definidos en la columna estratigráfica, y comprende los siguientes:

Terciario:	Lutitas con intercalaciones de Caliza
Cretácico:	Caliza
Jurásico:	Caliza arcillosa, lutita, caliza y Caliza Dolomitizada y Dolomía.

Se necesita establecer una relación de Poisson para el intervalo de falla. El paso más correcto sería utilizar registros geofísicos, por ejemplo tiempo de tránsito para establecer la relación de Poisson mediante la correlación de Eaton<sup>14</sup>. Como no se dispone de esa información, se procederá a hacer una estimación :

En el Terciario se tiene: Lutita (0.29), Intercalaciones de Caliza (0.31)

En el Cretácico: Caliza (0.31)

En el Jurásico: Caliza arcillosa (0.17), Lutita (0.29), Caliza (0.31), Dolomía (0.21)

Se utilizará el módulo de Poisson de la caliza (0.31), ya que es la litología predominante en la columna estudiada. Se toma el gradiente de sobrecarga (gsc) igual a la unidad.

Datos de entrada:

U=2; nu=0.31; zo=3000; zi=50; zmax=7000; gsc=1; ta=40; gam=0.476;  
pos=2; y1=3700; alfa=71; den=2.6; H=2250; tipo=1; xo=50; xin=500; n=10;

Se hizo el análisis de sensibilidad para dos posiciones respecto al punto de aplicación de las fuerzas horizontales y verticales por unidad de longitud. La figura 5.10 muestra una comparación del estado de esfuerzos para una posición a 50 m y otra a 550 m del punto de referencia.

En la figura 5.10 se puede observar claramente que la distribución de esfuerzos originada por la alteración de la falla en el medio elástico se ve afectada. Los esfuerzos horizontales sufren un estado de relajación, es decir disminuyen, y eso se puede observar en la figura 5.10 (d), la relación de esfuerzos horizontales con los verticales disminuye con respecto a lo que se tendría en un medio sin falla ( $K_0$ ). El ángulo del plano principal de esfuerzos se ve afectado, ya que debido a la falla aparecen esfuerzos de corte que alteran el plano principal de esfuerzos lo mismo que sus magnitudes. Ambos perfiles de

relación de esfuerzos horizontal / vertical de la figura 5.10 (d) están dentro del rango medido por la correlación de Brown y Hoek<sup>3</sup>

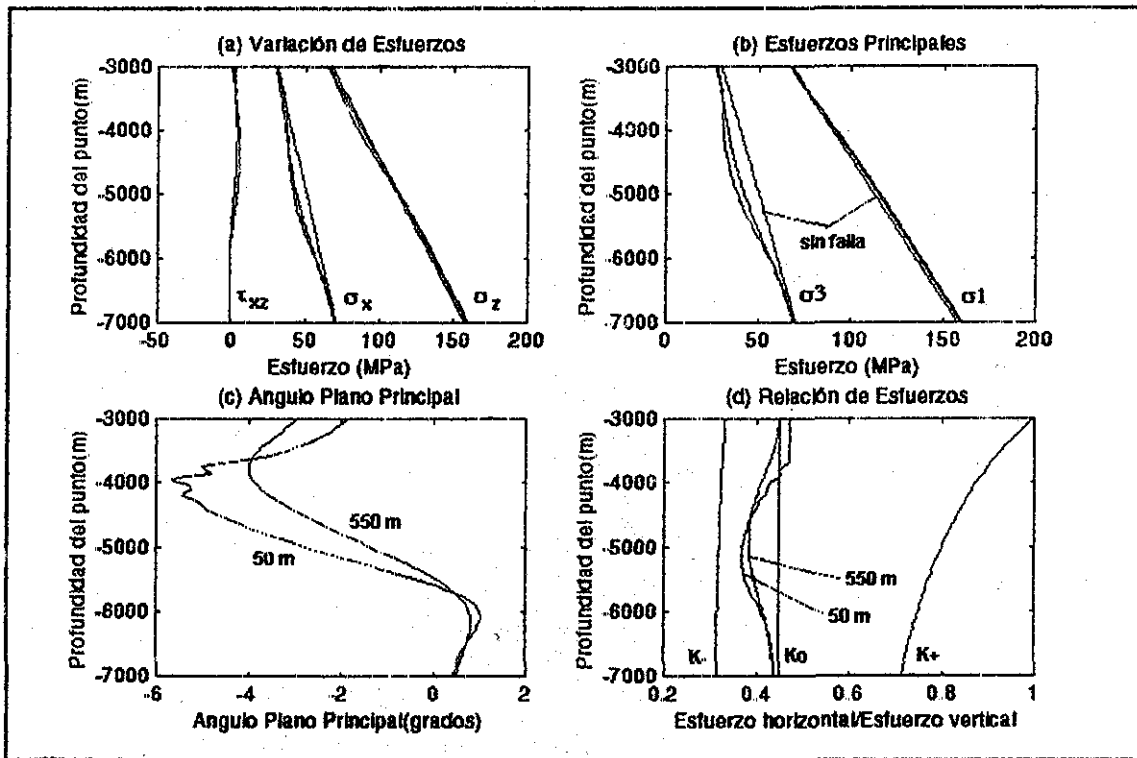


FIGURA 5.10 Perfil de esfuerzos debidos a las fuerzas originadas por la falla 1 normal del campo Kab La línea vertical de estudio está a 50 m y 500 m del extremo superior de la falla.

**Falla 2**

Las formaciones que atraviesa la falla son similares al de la falla anterior, por lo que se tomará el módulo de Poisson de la litología predominante, que es caliza y tiene un valor de 0.31.

Los datos de entrada son:

TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN

U=2; nu=0.31; zo=2000; zi=50; zmax=7000; gsc=1; ta=40; gam=0.476;  
pos=1; yl=2700; alfa=57; den=2.6; H=4000; tipo=2; xo=50;xin=400;n=10;

Los resultados del análisis son comparados en la figura 5.11 para dos posiciones 50 y 450m. Indudablemente los efectos de la presencia de la falla inversa en una línea cercana 50 m son de consideración. La figura 5.11(d) ilustra que la relación de esfuerzos K (SX/SZ), está fuera de rango y en valores elevados. Puede deberse a dos motivos, 1) la línea de estudio se mantiene muy cercana a la falla considerando las dimensiones de la falla entonces el efecto es considerable. 2) Las dimensiones de la falla inversa No. 2 de la

figura 5.9 no son reales. Pero lo importante acá es observar que la presencia de la falla inversa modifica notablemente el estado de esfuerzos en las zonas cercanas a la misma. La figura 5.11 (c) muestra que el ángulo del plano de esfuerzos principales alcanza un valor máximo de 40° aproximadamente.

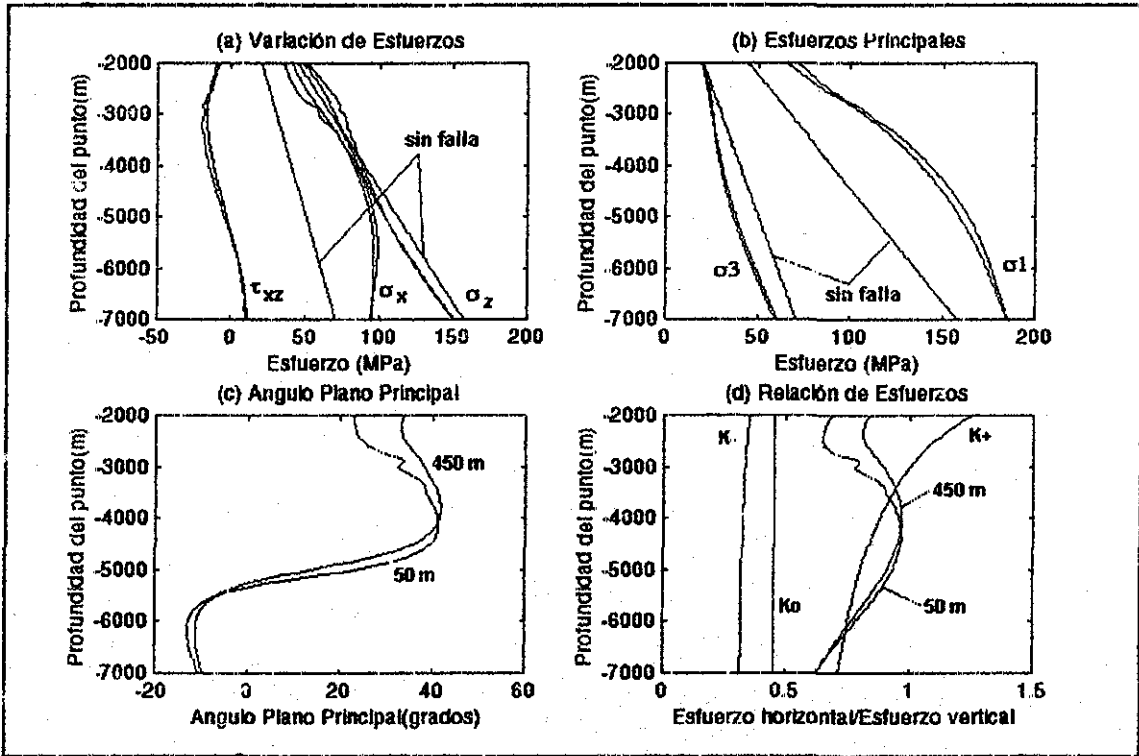


FIGURA 5.11 Resultados correspondientes a la falla 2, del campo Kab. Línea de estudio distante a 50 y 450 metros del extremo superior de la falla inversa.

**Falla 3**

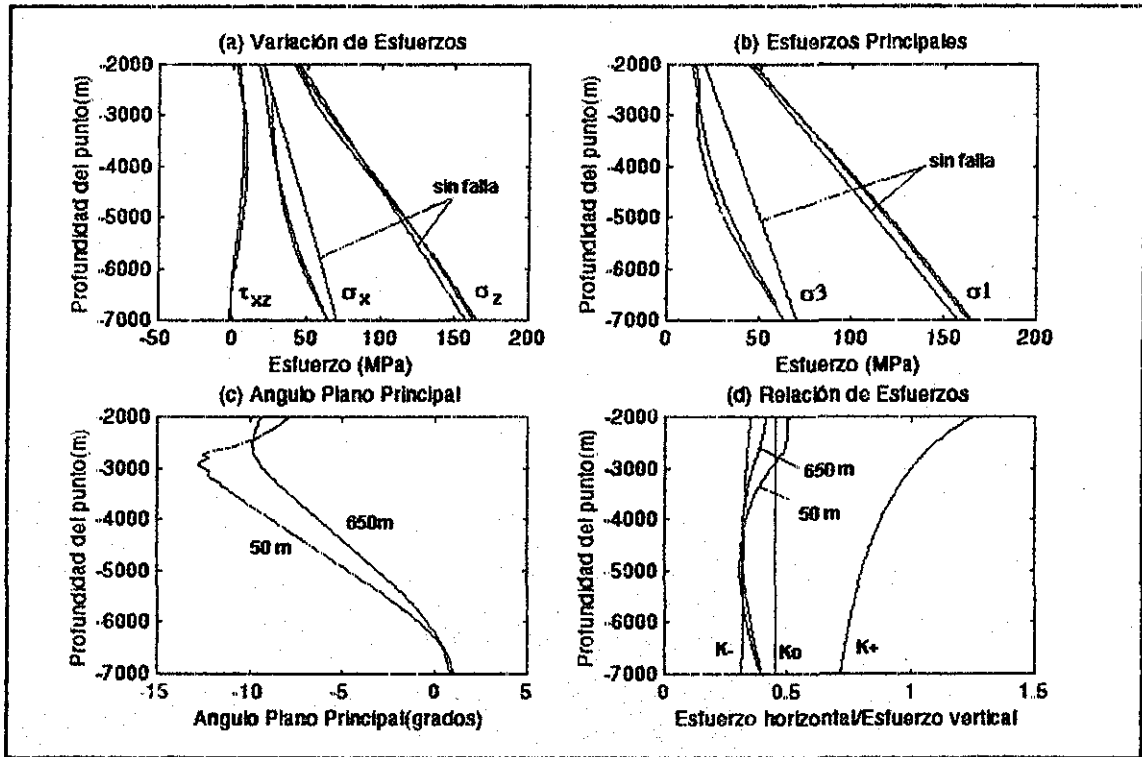
En este caso es una falla normal. Nuevamente la formación predominante que atraviesa la falla es caliza, por lo que para una estimación se utiliza el modulo de Poisson correspondiente a la caliza.

Datos de entrada:

U=2; nu=0.31; zo=2000; zi=50; zmax=7000; gsc=1; ta=40; gam=0.476; pos=1; yl=2700; alfa=68; den=2.6; H=4187; tipc=1; xo=50;xin=600;n=20;

La figura 5.12 muestra los resultados de la simulación analítica para esta falla. Debido a la dimensión considerable del bloque fallado H = 4187m se debe esperar una respuesta como la mostrada en la figura 5.12 (a), es decir una considerable reducción de los esfuerzos horizontales (estado de relajación característico de las falla normales).

Adicionalmente el ángulo del plano de esfuerzos principales se movió  $-10^\circ$  con respecto a la horizontal para los 50 metros. La figura 5.12 (d) ilustra que la relación de esfuerzos que estamos manejando en la simulación está en el límite inferior de la Correlación de Brown y Hoek.



TESIS CON  
 FALLA DE ORIGEN

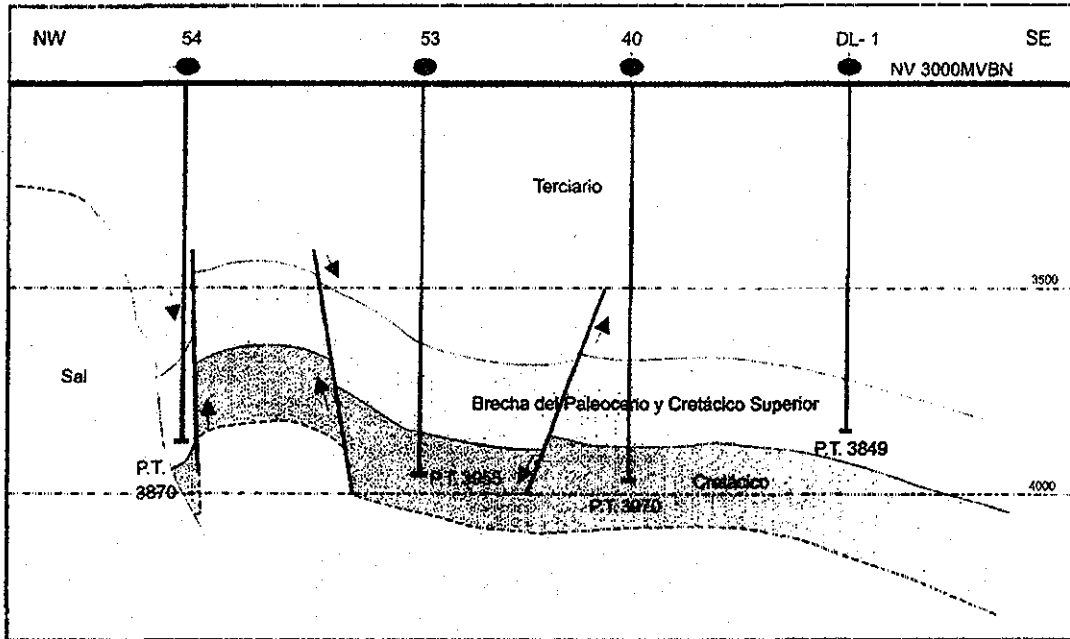
FIGURA 5.12 Resultados correspondientes a la falla 3, del campo Kab. Línea de estudio distante a 50 y 650 metros del punto de referencia (extremo superior de la falla).

Se debe aclarar que no se hizo ningún tipo de análisis debido a la presencia del domo salino que tiene la sección estructural estudiada del campo Kab. El domo salino ocasiona una interferencia adicional en el estado de esfuerzos de la formación, debido a su comportamiento viscoelástico. El problema de interferencia entre fallas tampoco es estudiado en este análisis.

**5.2.6. Caso de estudio 2: Una zona con fallas en el campo Caan.**

El campo Caan se encuentra en la región Marina Suroeste, dentro del Golfo de México, a 65 kilómetros de la Ciudad del Carmen, en la Provincia Marina de Coatzacoalcos. Colinda con los campos Abkatún, Pol y Chuc entre otros<sup>48</sup>.

La zona de estudio está ubicada entre los pozos 54 y 40, con profundidades de perforación total de 3,870 y 3,970 metros respectivamente. Tiene un tirante de agua entre 25 y 30 metros. Ver figura 5.13.



TESIS CON FALLA DE ORIGEN

FIGURA 5.13 Sección geológica estructural de la vecindad a los pozos 54 y 40 pertenecientes al Campo Caan, Región Marina Suroeste. <sup>48</sup>

La zona en estudio presenta los siguientes eventos geológicos claramente definidos de izquierda a derecha:

- Falla 1: Una falla normal inversa que cruza la parte final del terciario, y el cretácico. Se inicia a una profundidad aproximada de 3,405 m. a partir del lecho marino. Presenta un ángulo de falla medido desde la horizontal de 87°, una altura de bloque de 536 m.
- Falla 2: Una falla normal poco más grande que inicia a los 3,405 m. de profundidad a partir del lecho marino, que cruza la parte final del terciario y cretácico. Tiene un ángulo de falla de 80°, y dimensiones de altura de bloque 595 m.
- Falla 3: Segunda falla normal a una profundidad de 3,500 m. a partir del lecho marino, cruza al igual que la anterior parte del terciario y parte del cretácico. Presenta un ángulo de falla de 69°, y una altura de 500 m.
- Muy cerca al pozo 54 se tiene un domo salino de grandes dimensiones, cuyo movimiento y deformación pudo dar origen a las fallas presentes.



- Se puede observar que la Brecha del Paleoceno y el Cretácico han sido plegados, formando un anticlinal de tipo circular.

Se necesita estimar un Módulo de Poisson a partir de la columna litológica que comprende el o los intervalos fallados.

Terciario : Brecha Paleoceno – Cretácico superior consta de lutita (0.29) con Brecha.

Cretácico: Brecha, caliza arcillosa (0.17), caliza (0.31) y caliza cretosa.

Nuevamente, la caliza es la litología representativa.

**Falla 1**

Datos de entrada:

$U=2$ ;  $\nu=0.31$ ;  $z_0=3000$ ;  $z_i=5$ ;  $z_{max}=5000$ ;  $gsc=1$ ;  $t_a=30$ ;  $\gamma_m=0.476$ ;  $pos=2$ ;  $y_l=3405$ ;  $\alpha=87$ ;  $den=2.6$ ;  $H=536$ ;  $tipo=2$ ;  $x_0=50$ ;  $x_{in}=400$ ;  $n=10$ ;

TESIS CON FALLA DE ORIGEN

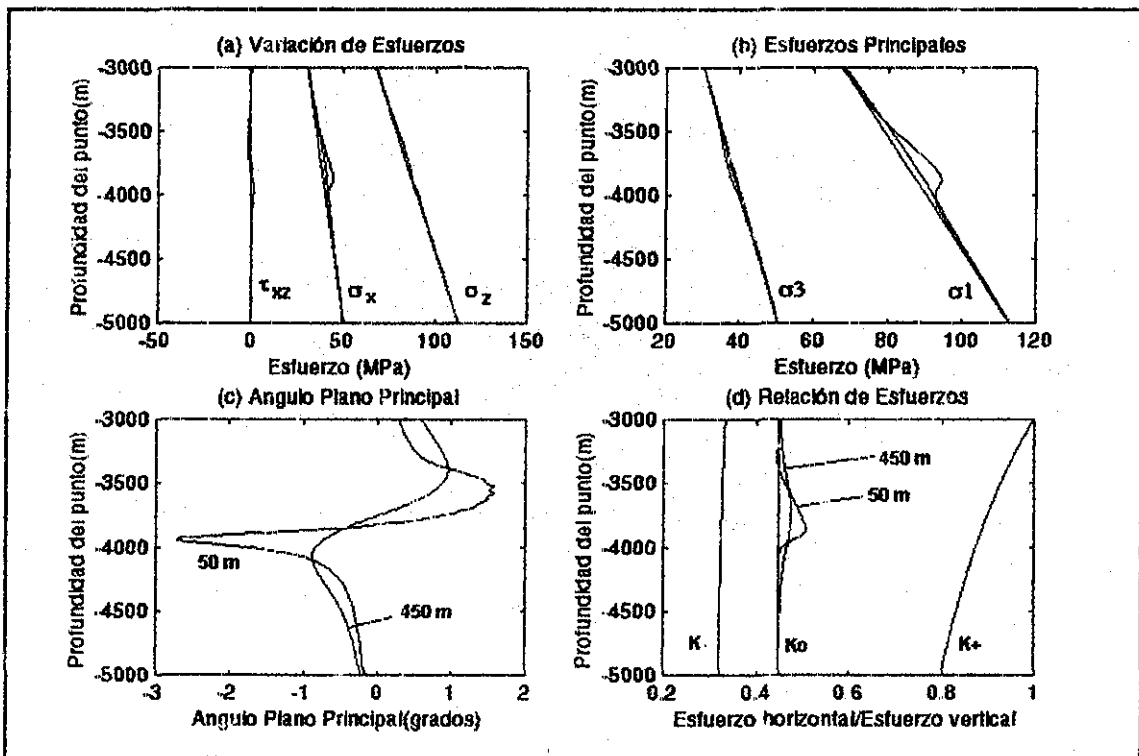


FIGURA 5.14 Resultados correspondientes a la falla 1, del campo Caan. Línea de estudio distante a 50 y 450 metros del extremo superior de la falla inversa.

La figura 5.14 muestra claramente el efecto de la falla inversa en el perfil de los esfuerzos resultantes. El ángulo del plano principal se ve con un comportamiento anormal (salto de  $1.5^\circ$  a  $-2.5^\circ$ , posiblemente se deba al ángulo del plano de falla elevado ( $87^\circ$ ). Este ángulo

de falla es inusual para rocas elásticas, como se vio en el capítulo 3. El ángulo de fricción interna es  $84^\circ$ , utilizando la relación  $(2\alpha-90^\circ)$ , sobrepasa el rango considerado como comportamiento elástico que está entre los  $10^\circ$  y  $50^\circ$ . Por lo que el comportamiento de esta falla no es elástico. Una consideración adicional importante a tomar en cuenta es que la figura 5.13 muestra un domo salino muy cercano a la falla, el comportamiento plástico de las intrusiones salinas pueden explicar de alguna forma la geometría de la falla. El domo salino al fluir por segregación ocasiona un efecto adicional de compresión en la vecindad de la zona fallada.

TESIS CON  
 FALLA DE ORIGEN

**Falla 2**

Datos de entrada:

U=2; nu=0.31; zo=3000; zi=5; zmax=5000; gsc=1; ta=30; gam=0.476;  
 os=2; yl=3405; alfa=60; den=2.6; H=595; tipo=1; xo=20;xin=200;n=10;

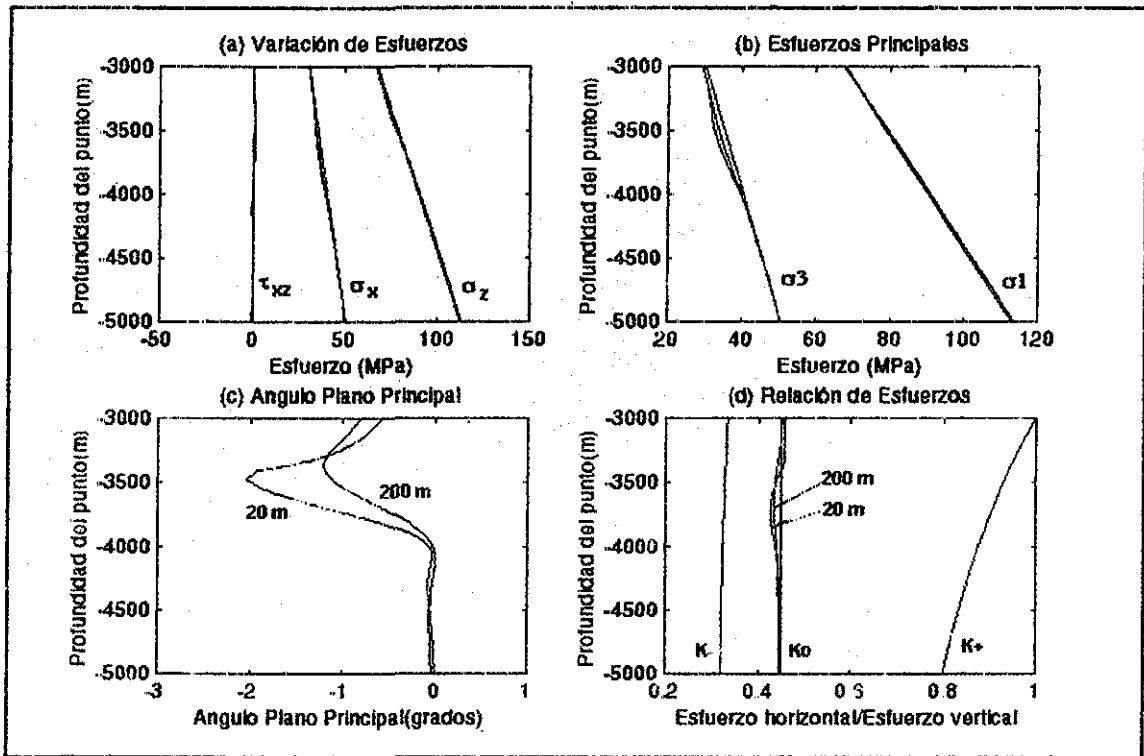


FIGURA 5.15 Resultados correspondientes a la falla 2, del campo Caan. Línea de estudio distante a 20 y 220 metros del punto de referencia.

La figura 5.15 muestra la distribución de esfuerzos en una zona cercana a 20 y 220 m de la falla 2 del campo Caan. Como se puede apreciar a diferencia de los casos anteriores, el efecto de la falla normal es prácticamente despreciable en esta posición. Los perfiles de esfuerzos toman un comportamiento normal, y el ángulo del plano principal de falla toma

un valor máximo de  $-2^\circ$ . Lo que quiere decir que los esfuerzos presentes podrían considerarse como principales. Las relaciones K, también están dentro del rango aceptable.

**Falla 3**

Datos de entrada:

U=2; nu=0.31; zo=3000; zi=5; zmax=5000; gsc=1; ta=30; gam=0.476;  
 pos=1; yl=3500; alfa=69; den=2.6; H=500; tipo=1; xo=20; xin=200; n=20;

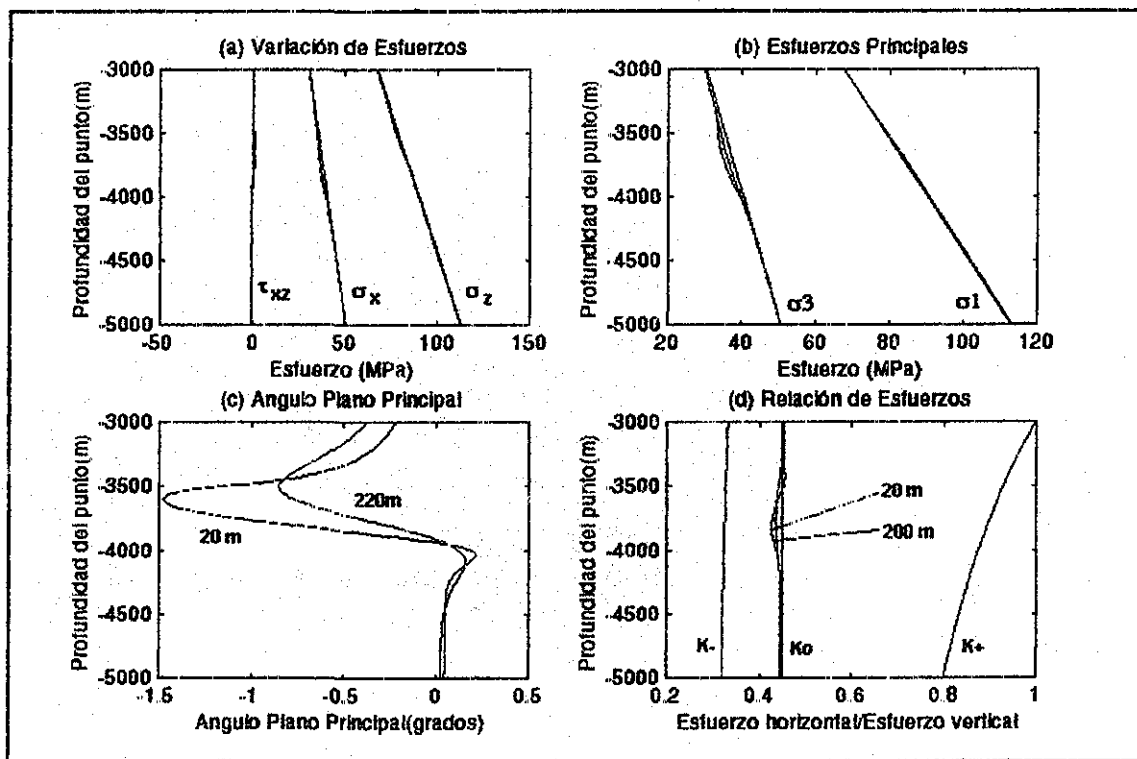


FIGURA 5.16 Resultados correspondientes a la falla 3, del campo Caan. Línea de estudio distante a 20 y 220 metros del punto de referencia

Al igual que en el caso anterior los efectos que la falla normal ocasiona no son de consideración. Un dato para tomar en cuenta, es que el cálculo del ángulo de fricción interna da  $48^\circ$ , que está dentro del rango elástico definido en el capítulo 3.

TESIS CON  
 FALLA DE ORIGEN

## 6. IMPLICACIONES DE LAS FALLAS GEOLÓGICAS EN LAS OPERACIONES DE PERFORACIÓN

### 6.1. Evidencia de presencia de fallas durante la perforación

El desplazamiento de los estratos a lo largo de las fallas hace que éstas no tengan una secuencia geológica ordinaria. La discontinuidad resultante es una de las más claras evidencias de la presencia de una falla.<sup>16</sup>

Si antes de la perforación se conoce la estratigrafía local de la columna de roca a perforar, la presencia de una falla ocasiona un desplazamiento de los estratos de su ubicación original, por lo que la estratigrafía resultante será diferente a la original.

En **fallas normales** el bloque soportado por el bloque portante se moverá hacia abajo, por lo que rocas más jóvenes se colocarán por encima de las más viejas, lo que resultará que en una sección vertical a lo largo de la falla, existirá una sección estratigráfica que falte, como es el caso de la sección 2, Fig. 6.1(b).

En el caso de las **fallas inversas**, el bloque soportado se moverá hacia arriba, por lo que las rocas más viejas emplazarán la posición de las rocas jóvenes. Nuevamente si se toma una sección estratigráfica vertical a lo largo de la falla durante la perforación, se observará una duplicación de secciones. Tal es el caso de la sección 2 en la Fig. 6.1(a).

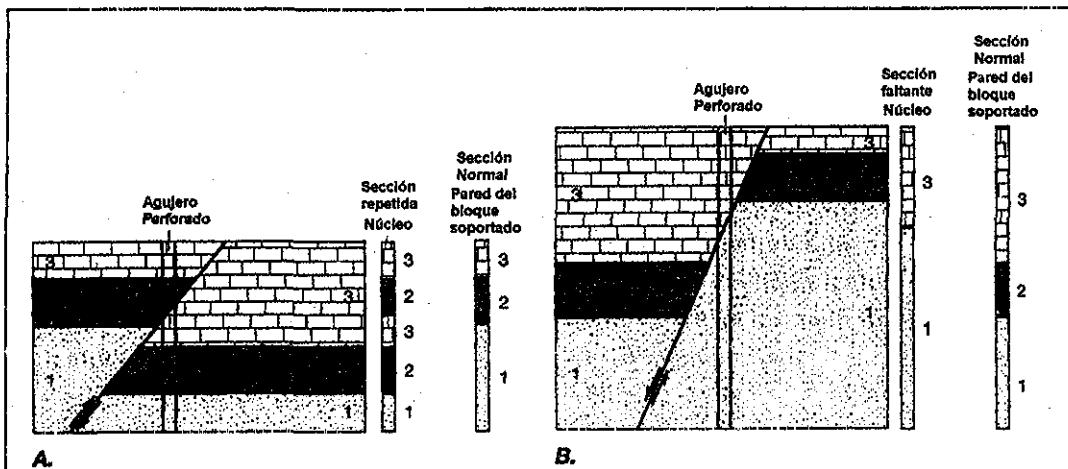


FIGURA 6.1 Presencia de fallas durante la perforación. (A) Repetición de secciones en falla inversa (B) Sección faltante en falla normal.<sup>16</sup>

TESIS CON  
 FALLA DE ORIGEN

Si se dispone de suficiente información, es posible mapear una falla en el subsuelo, en base a la información estratigráfica obtenida durante la perforación. Es importante aclarar, que la omisión de alguna sección puede deberse a alguna inconformidad o que la repetición de secciones puede deberse a un cambio de facies asociado con transgresiones y regresiones alternadas<sup>16</sup>. Por lo que se debe tener mucho cuidado al analizar la información y cotejarla con el perfil sismológico existente.

### 6.2. Esfuerzos alrededor de un pozo vertical en una formación elástica

La solución general elástica lineal de los esfuerzos alrededor de un agujero esta representada por las siguientes ecuaciones:

$$\sigma_r = \left( \frac{\sigma_x^o + \sigma_y^o}{2} \right) \left( 1 - \frac{R^2}{r^2} \right) + \left( \frac{\sigma_x^o - \sigma_y^o}{2} \right) \left( 1 + 3 \frac{R^4}{r^4} - 4 \frac{R^2}{r^2} \right) \cos 2\theta + \dots$$

$$\dots + \tau_{xy}^o \left( 1 + 3 \frac{R^4}{r^4} - 4 \frac{R^2}{r^2} \right) \text{sen} 2\theta + P_w \frac{R^2}{r^2} \tag{6.1}$$

$$\sigma_\theta = \left( \frac{\sigma_x^o + \sigma_y^o}{2} \right) \left( 1 + \frac{R^2}{r^2} \right) - \left( \frac{\sigma_x^o - \sigma_y^o}{2} \right) \left( 1 + 3 \frac{R^4}{r^4} \right) \cos 2\theta - \dots$$

$$\dots - \tau_{xy}^o \left( 1 + 3 \frac{R^4}{r^4} \right) \text{sen} 2\theta - P_w \frac{R^2}{r^2} \tag{6.2}$$

$$\sigma_z = \sigma_x^o - \nu \left[ 2 \left( \sigma_x^o - \sigma_y^o \right) \frac{R}{r^2} \cos 2\theta + 4 \tau_{xy}^o \frac{R^2}{r^2} \text{sen} 2\theta \right] \tag{6.3}$$

$$\tau_{r\theta} = \left( \frac{\sigma_x^o - \sigma_y^o}{2} \right) \left( 1 - 3 \frac{R^4}{r^4} + 2 \frac{R^2}{r^2} \right) \text{sen} 2\theta + \tau_{xy}^o \left( 1 - 3 \frac{R^4}{r^4} + 2 \frac{R^2}{r^2} \right) \cos 2\theta \tag{6.4}$$

$$\tau_{\alpha z} = \left( -\tau_{xz}^o \text{sen} \theta + \tau_{yz}^o \cos \theta \right) \left( 1 + \frac{R^2}{r^2} \right) \tag{6.5}$$

$$\tau_{rz} = \left( -\tau_{xz}^o \cos \theta + \tau_{yz}^o \text{sen} \theta \right) \left( 1 - \frac{R^2}{r^2} \right) \tag{6.6}$$

La solución completa al problema se presenta en el Anexo C.

Donde los esfuerzos con el superíndice ° representan los esfuerzos In Situ de las formaciones vírgenes, representados por las ecuaciones:

$$\sigma_{xx}^0 = \cos^2 a \cdot \cos^2 i \sigma_H + \sin^2 a \cdot \cos^2 i \cdot \sigma_h + \sin^2 i \cdot \sigma_v \quad (6.7)$$

$$\sigma_{yy}^0 = \sin^2 a \cdot \sigma_H + \cos^2 \sigma_h + 0\sigma_v \quad (6.8)$$

$$\sigma_{zz}^0 = \sin^2 i \cdot \cos^2 a \cdot \sigma_H + \sin^2 a \cdot \sin^2 i \cdot \sigma_h + \cos^2 i \cdot \sigma_v \quad (6.9)$$

$$\tau_{xy}^0 = -\frac{\sigma_H}{2} \sin 2a \cdot \cos i + \frac{\sigma_h}{2} \sin 2a \cdot \cos i \quad (6.10)$$

$$\tau_{yz}^0 = -\frac{\sigma_H}{2} \sin 2a \cdot \sin i + \frac{\sigma_h}{2} \sin 2a \cdot \sin i \quad (6.11)$$

$$\tau_{zx}^0 = \frac{\sigma_H}{2} \sin 2i \cdot \cos^2 a + \frac{\sigma_h}{2} \sin 2i \cdot \sin^2 a - \frac{\sigma_v}{2} \sin 2i \quad (6.12)$$

- Donde :
- $\alpha$  = Angulo de azimut
  - $i$  = Angulo de inclinación con respecto a la vertical
  - $\theta$  = Angulo de posición en la pared del pozo.

Se considera un pozo vertical,  $i=0^\circ$ . Por simplicidad se supone el azimut  $\alpha=0^\circ$ .

Reemplazando las condiciones anteriores en las ecuaciones 6.7 a 6.12, y las resultantes se las reemplaza luego en las ecuaciones 6.1 a 6.6, se puede obtener los esfuerzos para un pozo vertical en una formación elástica lineal:

$$\sigma_r = P_w \quad (6.13)$$

$$\sigma_\theta = \sigma_H + \sigma_h - 2(\sigma_H - \sigma_h) \cos 2\theta - P_w \quad (6.14)$$

$$\sigma_z = \sigma_v - 2\nu(\sigma_H - \sigma_h) \cos 2\theta \quad (6.15)$$

$$\tau_{r\theta} = \tau_{\theta z} = \tau_{rz} = 0 \quad (6.16)$$

Se puede observar que las ecuaciones (6.13) a (6.15) corresponden a los esfuerzos principales del agujero del pozo, ya que los esfuerzos de corte tienen un valor de cero.

### 6.2.1. Zona con isotropía de esfuerzos horizontales

En la sección 3.3.2 del capítulo 3, se establecieron los esfuerzos horizontales debidas al efecto de sobrecarga, también llamado Efecto Poisson, cuando la formación

tenía isotropía de esfuerzos horizontales, es decir  $\sigma_H = \sigma_h$ . La ecuación 3.1 para esfuerzo total es la siguiente:

$$\sigma_h = \sigma_H = \frac{\nu}{1-\nu} \sigma_v \quad (3.1)$$

Reemplazando la condición de isotropía de esfuerzos horizontales ecuación (3.1), se encuentran los esfuerzos sobre la pared del pozo:

$$\sigma_r = P_w \quad (6.13)$$

$$\sigma_\theta = 2\sigma_h - P_w \quad (6.17)$$

$$\sigma_z = \sigma_v \quad (6.18)$$

$$\tau_{r\theta} = \tau_{\theta z} = \tau_{rz} = 0 \quad (6.19)$$

Si se toma se utilizan las ecuaciones (3.12) y (3.13) que nos dan el criterio de Mohr Coulomb referida a los esfuerzos principales máximo y mínimo, sin tomar en cuenta el término de la  $P_p$  por ser una formación seca y elástica. El criterio de Mohr Coulomb será:

$$\sigma_3 = \sigma_1 K_a - UCS \quad (3.12)$$

$$\sigma_3 = \sigma_1 \left( \frac{1}{K_p} \right) - \frac{UCS}{K_p} \quad (3.13)$$

Con las definiciones de:

- Coeficiente Activo de la tierra :  $K_a = \frac{1 - \text{sen}\phi}{1 + \text{sen}\phi}$
- Coeficiente Pasivo de la tierra :  $K_p = \frac{1 + \text{sen}\phi}{1 - \text{sen}\phi}$

Se desea establecer la presión del lodo  $P_w$  (la densidad del lodo) necesaria para que el pozo no falle por compresión, tanto en un límite mínimo como en uno máximo.

**a) Límite mínimo ( $\sigma_\theta > \sigma_v > \sigma_r$ )**

Suponiendo que el esfuerzo tangencial es esfuerzo principal máximo, y que el esfuerzo radial es el esfuerzo principal mínimo, podemos desarrollar:

Si  $\sigma_1 = \sigma_\theta$  ; y que  $\sigma_3 = \sigma_r$  reemplazando en (3.13) obtenemos:

$$\sigma_r = \sigma_\theta \left( \frac{1}{K_p} \right) - \frac{UCS}{K_p} \quad (6.20)$$

Reemplazando (5.13) y (5.17) en (5.20)

$$P_w = (2\sigma_h - P_w) \left( \frac{1}{K_p} \right) - \frac{UCS}{K_p} \quad (6.21)$$

Despejando la presión del pozo y normalizándola con respecto al esfuerzo vertical:

$$\frac{P_w}{\sigma_v} = \frac{2 \frac{\sigma_h}{\sigma_v} - \frac{UCS}{\sigma_v}}{(1 + K_p)} \quad (6.22)$$

Reemplazando la ecuación (3.1) normalizada, se obtiene el límite mínimo de la Presión del lodo o la que debe tener el pozo para que no se produzca falla.

$$\frac{P_w}{\sigma_v} \geq \frac{2\nu}{(1-\nu)(1+K_p)} - \frac{UCS}{\sigma_v(1+K_p)} \quad (6.23)$$

La presión del lodo para que no se produzca falla debido al límite mínimo, debe ser mayor a la expresión mostrada en la ecuación (6.22).

**b) Límite máximo ( $\sigma_r > \sigma_v > \sigma_\theta$ )**

Por el contrario, si  $\sigma_1 = \sigma_r$  ; y que  $\sigma_3 = \sigma_\theta$  reemplazando en (3.13) obtenemos:

$$\sigma_\theta = \sigma_r \left( \frac{1}{K_p} \right) - \frac{UCS}{K_p} \quad (6.24)$$

Haciendo el mismo procedimiento que para el límite mínimo, se obtiene una presión de lodo para el límite máximo igual a :



$$\frac{P_w}{\sigma_v} \leq \frac{2\nu K_p}{(1-\nu)(1+K_p)} + \frac{UCS}{\sigma_v(1+K_p)} \quad (6.25)$$

La presión del lodo normalizada tiene que ser menor al segundo miembro de la ecuación (6.25) para evitar que el pozo falle por compresión en el límite máximo.

### 6.2.2. Zona cercana a falla normal

En la sección 3.5.2 del capítulo 3 se estimó la magnitud de los esfuerzos horizontales en las cercanías a una falla normal, utilizando el criterio falla de Mohr Coulomb con las consideraciones de : Esfuerzos horizontales y verticales mantienen su condición de esfuerzos principales, se considera un estado de equilibrio límite sobre el plano de falla. (Addis y Cols.<sup>27</sup>).

Posteriormente en la sección 3.7 utilizando el método de desplazamiento mínimo o límite (Reiter<sup>32</sup>) se llegó a una relación de esfuerzos horizontales con los esfuerzos verticales con resultados similares a los obtenidos por Addis y Cols. Ver en la sección 3.8 el análisis comparativo de los métodos.

Para obtener los límites mínimos y máximos de falla debido a compresión en las paredes del agujero, se utiliza la ecuación (3.15) perteneciente al método de estado límite de equilibrio, no sin antes aclarar que como se trata de una falla ya presente, el término de la resistencia uniaxial a la compresión se desprecia o no existe, ya que es una propiedad asociada a la cohesión o adhesión del material. El estado de esfuerzo horizontal mínimo necesario para obtener un desplazamiento mínimo entre los bloques es expresado por la ecuación (3.15) modificada:

$$\frac{\sigma_h}{\sigma_v} = K_a + \frac{P_p}{\sigma_v} (1 - K_a) \quad (3.15)$$

Como por el momento se considera una formación elástica continua sin poros y fluidos en su interior, el esfuerzo horizontal mínimo normalizado se simplifica :

$$\frac{\sigma_h}{\sigma_v} = K_a \quad (6.26)$$

Así, el esfuerzo horizontal máximo normalizado para falla normal será tomado de la ecuación (3.16):

$$\frac{\sigma_H}{\sigma_V} = \nu(1 + K_a) \quad (6.27)$$

Como la falla por compresión se presenta sobre las paredes del pozo en el punto donde existe mayor concentración de esfuerzos, el esfuerzo tangencial tendrá un valor máximo si  $\theta = +/- \pi/2$ . Reemplazando este valor en la ecuación (6.14) :

$$\sigma_\theta = 3\sigma_H - \sigma_h - P_w \quad (6.28)$$

Normalizando la ecuación (6.28) con respecto al esfuerzo vertical y reemplazando las expresiones (6.26) y (6.27) queda:

$$\frac{\sigma_\theta}{\sigma_V} = 3\nu(1 + K_a) - K_a - \frac{P_w}{\sigma_V} \quad (6.29)$$

**a) Límite mínimo ( $\sigma_\theta > \sigma_V > \sigma_r$ )**

Suponiendo  $\sigma_1 = \sigma_\theta$ ; y que  $\sigma_3 = \sigma_r$  reemplazando en (3.13) obtenemos:

$$\sigma_r = \sigma_\theta \left( \frac{1}{K_p} \right) - \frac{UCS}{K_p} \quad (6.20)$$

Normalizando la ecuación (5.20) con respecto a  $\sigma_V$  y reemplazando las ecuaciones (6.13) y (6.29) se tiene:

$$\frac{P_w}{\sigma_V} = \left( 3\nu(1 + K_a) - K_a - \frac{P_w}{\sigma_V} \right) \left( \frac{1}{K_p} \right) - \frac{UCS}{\sigma_V K_p} \quad (6.30)$$

Haciendo operaciones y tomando en cuenta la relación entre  $K_a$  y  $K_p$ , obtenemos el límite mínimo de falla a compresión:

$$\frac{P_w}{\sigma_v} \geq \frac{3\nu(1+K_p)-1}{K_p(1+K_p)} - \frac{UCS}{\sigma_v(1+K_p)} \quad (6.31)$$

La presión del lodo debe ser mayor a la expresión mostrada en la ecuación (6.31) para que el pozo no falle por compresión y se tenga problemas de estabilidad.

**b) Límite máximo ( $\sigma_r > \sigma_v > \sigma_\theta$ )**

Por el contrario, si  $\sigma_1 = \sigma_r$ ; y que  $\sigma_3 = \sigma_\theta$  reemplazando en (3.13) obtenemos:

$$\sigma_\theta = \sigma_r \left( \frac{1}{K_p} \right) - \frac{UCS}{K_p} \quad (6.24)$$

Haciendo el mismo procedimiento que para el límite mínimo, se obtiene una presión de lodo normalizada para el límite máximo igual a :

$$\frac{P_w}{\sigma_v} \leq \frac{3\nu(1+K_p)-1}{(1+K_p)} + \frac{UCS}{\sigma_v(1+K_p)} \quad (6.32)$$

La presión del lodo normalizada tiene que ser menor al segundo miembro de la última ecuación para evitar que el pozo falle por compresión en el límite máximo.

**6.2.3. Zona cercana a falla inversa**

Se toman las mismas consideraciones mencionadas en la anterior sección, esta vez las ecuaciones a utilizar son la (3.21) y (3.22) modificadas:

$$\frac{\sigma_H}{\sigma_v} = K_p \quad (6.33)$$

$$\frac{\sigma_h}{\sigma_v} = \nu(1+K_p) \quad (6.34)$$

Sustituyendo las ecuaciones (6.33) y (6.34) en la ecuación (6.28) que nos da la magnitud del esfuerzo tangencial máximo:

$$\frac{\sigma_{\theta}}{\sigma_V} = 3K_p - \nu(1 + K_p) - \frac{P_w}{\sigma_V} \quad (6.35)$$

**a) Límite mínimo ( $\sigma_{\theta} > \sigma_V > \sigma_r$ )**

Procediendo de la misma forma que las anteriores secciones se obtiene la presión de lodo para el límite mínimo de falla debido a falla inversa:

$$\frac{P_w}{\sigma_V} \geq \frac{3K_p - \nu(1 + K_p)}{(1 + K_p)} - \frac{UCS}{\sigma_V(1 + K_p)} \quad (6.36)$$

La presión del lodo debe ser mayor a la expresión mostrada para evitar falla.

**b) Límite máximo ( $\sigma_r > \sigma_V > \sigma_{\theta}$ )**

Haciendo el mismo procedimiento que para los casos anteriores, se obtiene una presión de lodo normalizada para el límite máximo :

$$\frac{P_w}{\sigma_V} \leq \frac{(3K_p - \nu(1 + K_p))K_p}{(1 + K_p)} + \frac{UCS}{\sigma_V(1 + K_p)} \quad (6.37)$$

La presión del lodo normalizada tiene que ser menor a la expresión mostrada para evitar falla en una zona cercana a falla inversa

**6.3. Esfuerzos alrededor de un pozo vertical en una formación poroelástica**

Para desarrollar las expresiones que definen los límites mínimo y máximo de falla a compresión en una formación poroelástica, se debe aplicar la definición de esfuerzo efectivo en el criterio de Mohr Coulomb de falla, entonces de la ecuación (3.13) se obtiene:

$$\sigma_3 - P_p = (\sigma_1 - P_p) \left( \frac{1}{K_p} \right) - \frac{UCS}{K_p} \quad (6.38)$$

Reordenando y factorizando:

$$\sigma_1 = \sigma_3 K_p + P_p (1 - K_p) + UCS \quad (6.39)$$

El criterio de falla de Mohr ya incluye el efecto de la presión de poro en su ecuación, por lo que se puede utilizar las ecuaciones normalizadas de los esfuerzos horizontales: (3.1) para isotropía de esfuerzos horizontales; (6.26) y (6.27) para zona cercana a falla normal; (6.33) y (6.34) para zona cercana a falla inversa.

Si se desea incluir la presión de poro en estas expresiones se estaría incurriendo en el error de repetición.

### 6.3.1. Zona sin falla

Como el procedimiento es similar a los anteriores casos, con excepción de utilizar el criterio de falla que incluye la presión de poro ecuación (6.39), procederá a colocar los resultados de la obtención de los límites mínimo y máximos de falla por compresión.

a) Límite mínimo ( $\sigma_\theta > \sigma_V > \sigma_r$ )

$$\frac{P_w}{\sigma_V} \geq \frac{2\nu}{(1-\nu)(1+K_p)} - \frac{UCS}{\sigma_V(1+K_p)} - \frac{(1-K_p)P_p}{(1+K_p)\sigma_V} \quad (6.40)$$

b) Límite máximo ( $\sigma_r > \sigma_V > \sigma_\theta$ )

$$\frac{P_w}{\sigma_V} \leq \frac{2\nu K_p}{(1-\nu)(1+K_p)} + \frac{UCS}{\sigma_V(1+K_p)} + \frac{(1-K_p)P_p}{(1+K_p)\sigma_V} \quad (6.41)$$

### 6.3.2. Zona cercana a falla normal

a) Límite mínimo ( $\sigma_\theta > \sigma_V > \sigma_r$ )

$$\frac{P_w}{\sigma_V} \geq \frac{3\nu(1+K_p)-1}{K_p(1+K_p)} - \frac{UCS}{\sigma_V(1+K_p)} - \frac{(1-K_p)P_p}{(1+K_p)\sigma_V} \quad (6.42)$$

**b) Límite máximo ( $\sigma_r > \sigma_v > \sigma_\theta$ )**

$$\frac{P_w}{\sigma_v} \leq \frac{3\nu(1+K_p)-1}{(1+K_p)} + \frac{UCS}{\sigma_v(1+K_p)} + \frac{(1-K_p)P_p}{(1+K_p)\sigma_v} \quad (6.43)$$

**6.3.3. Zona cercana a falla inversa****a) Límite mínimo ( $\sigma_\theta > \sigma_v > \sigma_r$ )**

$$\frac{P_w}{\sigma_v} \geq \frac{3K_p - \nu(1+K_p)}{(1+K_p)} - \frac{UCS}{\sigma_v(1+K_p)} - \frac{(1-K_p)P_p}{(1+K_p)\sigma_v} \quad (6.44)$$

**b) Límite máximo ( $\sigma_r > \sigma_v > \sigma_\theta$ )**

$$\frac{P_w}{\sigma_v} \leq \frac{(3K_p - \nu(1+K_p))K_p}{(1+K_p)} + \frac{UCS}{\sigma_v(1+K_p)} + \frac{(1-K_p)P_p}{(1+K_p)\sigma_v} \quad (6.45)$$

La tabla 6.1 presenta un resumen de las expresiones que definen las ventanas operativas para perforar en zonas cercanas a fallas normales e inversas.

**6.4. Cálculos en Caliza, Arenisca y Lutita**

Para probar la validez de las ecuaciones anteriormente expuestas, se realizaron los cálculos correspondientes a varias situaciones hipotéticas para fallas en zonas de formación seca (elástica) y saturada (poroelástica), para estratos homogéneos y continuos de caliza, arenisca y lutita.

En este ensayo de cálculo, no se toman en cuenta las presiones de formación anormal ni la presiones de fractura de formación, que son importantes para el diseño del final del pozo, ya que para esto se necesita tomar toda la información del campo en particular. Sólo se desea saber si los cálculos son válidos dentro del rango de presiones de lodo y densidades de lodo reales.

**TABLA 6.1**

Límites mínimo y máximo de presión de lodo en zonas con falla

		Form.	Límite Mínimo
Zona sin Falla	E		$\frac{P_w}{\sigma_v} \geq \frac{2\nu}{(1-\nu)(1+K_p)} \frac{UCS}{\sigma_v(1+K_p)} \quad (6.23)$
	P		$\frac{P_w}{\sigma_v} \geq \frac{2\nu}{(1-\nu)(1+K_p)} \frac{UCS}{\sigma_v(1+K_p)} - \frac{(1-K_p)P_p}{(1+K_p)\sigma_v} \quad (6.40)$
			Límite Máximo
	E		$\frac{P_w}{\sigma_v} \leq \frac{2\nu K_p}{(1-\nu)(1+K_p)} + \frac{UCS}{\sigma_v(1+K_p)} \quad (6.25)$
	P		$\frac{P_w}{\sigma_v} \leq \frac{2\nu K_p}{(1-\nu)(1+K_p)} + \frac{UCS}{\sigma_v(1+K_p)} + \frac{(1-K_p)P_p}{(1+K_p)\sigma_v} \quad (6.41)$
		Form.	Límite Mínimo
Zona con Falla Normal	E		$\frac{P_w}{\sigma_v} \geq \frac{3\nu(1+K_p)-1}{K_p(1+K_p)} \frac{UCS}{\sigma_v(1+K_p)} \quad (6.31)$
	P		$\frac{P_w}{\sigma_v} \geq \frac{3\nu(1+K_p)-1}{K_p(1+K_p)} \frac{UCS}{\sigma_v(1+K_p)} - \frac{(1-K_p)P_p}{(1+K_p)\sigma_v} \quad (6.42)$
			Límite Máximo
	E		$\frac{P_w}{\sigma_v} \leq \frac{3\nu(1+K_p)-1}{(1+K_p)} + \frac{UCS}{\sigma_v(1+K_p)} \quad (6.32)$
	P		$\frac{P_w}{\sigma_v} \leq \frac{3\nu(1+K_p)-1}{(1+K_p)} + \frac{UCS}{\sigma_v(1+K_p)} + \frac{(1-K_p)P_p}{(1+K_p)\sigma_v} \quad (6.43)$
		Form.	Límite Mínimo
Zona con Falla Inversa	E		$\frac{P_w}{\sigma_v} \geq \frac{3K_p - \nu(1+K_p)}{(1+K_p)} \frac{UCS}{\sigma_v(1+K_p)} \quad (6.36)$
	P		$\frac{P_w}{\sigma_v} \geq \frac{3K_p - \nu(1+K_p)}{(1+K_p)} \frac{UCS}{\sigma_v(1+K_p)} - \frac{(1-K_p)P_p}{(1+K_p)\sigma_v} \quad (6.44)$
			Límite Máximo
	E		$\frac{P_w}{\sigma_v} \leq \frac{(3K_p - \nu(1+K_p))K_p}{(1+K_p)} + \frac{UCS}{\sigma_v(1+K_p)} \quad (6.37)$
	P		$\frac{P_w}{\sigma_v} \leq \frac{(3K_p - \nu(1+K_p))K_p}{(1+K_p)} + \frac{UCS}{\sigma_v(1+K_p)} + \frac{(1-K_p)P_p}{(1+K_p)\sigma_v} \quad (6.45)$

Las propiedades físicas de las rocas se presentan a continuación en la tabla 6.2

**TABLA 6.2**

**Propiedades físicas de rocas**

	Caliza	Arenisca	Lutita
$\rho$ (gr/cc)	2.4 - 2.7	2.20	2.3 - 2.8
UCS (psi)	20000	9000	15000
$\nu$	0.15 - 0.29	0.01 - 0.32	0.12 - 0.28
$\phi^\circ$	30 - 38	34 - 36	28 - 39
GSC (psi/pie)	1.040 - 1.17	0.9540	0.997 - 1.214

GSI : Gradiente de sobrecarga

**6.4.1. Campo hipotético 1**

Las suposiciones para este campo son las siguientes:

- Para el primer ensayo
  - Medio elástico y continuo
  - Formación caliza seca, GSC=1.17 psi/pie,  $\nu=0.29$ , UCS=20,000 psi
  - Falla normal en el intervalo 20,000 - 25,000 pies, con  $\alpha=60^\circ$
  - Falla inversa en el intervalo 20,000 - 25,000 pies, con  $\alpha=60^\circ$
- Para el segundo ensayo
  - Medio poroelástico
  - Formación caliza saturada, GSC=1.17 psi/pie,  $\nu=0.29$ , UCS=20,000 psi
  - Gradiente de presión de poro normal (GPP) 0.433 psi/pie
  - Falla normal en el intervalo 20,000 - 25,000 pies, con  $\alpha=60^\circ$
  - Falla inversa en el intervalo 20,000 - 25,000 pies, con  $\alpha=60^\circ$

Los resultados se presentan en dos formas: una gráfica de Presión del Pozo Normalizada  $P_w/\sigma_v$  y la otra con densidad de lodo  $\rho_{lodo}(gr/cc)$ , ambas con respecto a la Profundidad (pies).

La figura 6.2 muestra inicialmente el comportamiento de las ecuaciones de la tabla 6.1 sin tomar en cuenta la posición de la zona fallada. Además utiliza el concepto de ángulo de fricción interna residual (sección 3.6). Las figuras 6.2 (A) y (B) representan los límites mínimos y máximos de estabilidad para una formación elástica (primer ensayo) con o sin falla para cualquier profundidad (Ecuaciones (6.23), (6.25), (6.31), (6.33), (6.36) y (6.37)). Los límites mínimos toman valores negativos hasta una profundidad de 15,000 pies. Esto



matemáticamente es posible, pero en la vida real no. Este comportamiento se puede explicar con la ecuación (6.23) para una zona sin falla:

$$\frac{P_w}{\sigma_v} \geq \frac{2\nu}{(1-\nu)(1+K_p)} \frac{UCS}{\sigma_v(1+K_p)} \quad (6.23)$$

El segundo miembro de la derecha, toma en cuenta la relación de la Resistencia Uniaxial a la Compresión con el esfuerzo vertical. A una profundidad dada, va a ser mayor que el primer miembro (por eso el valor negativo) hasta una profundidad en la que el esfuerzo vertical sea mayor al UCS. Es decir, el momento en que la Resistencia de la roca sienta los efectos del peso de la columna vertical que está por encima (15,000 pies), entonces a partir de ese nivel se considerará el límite mínimo de falla por compresión.

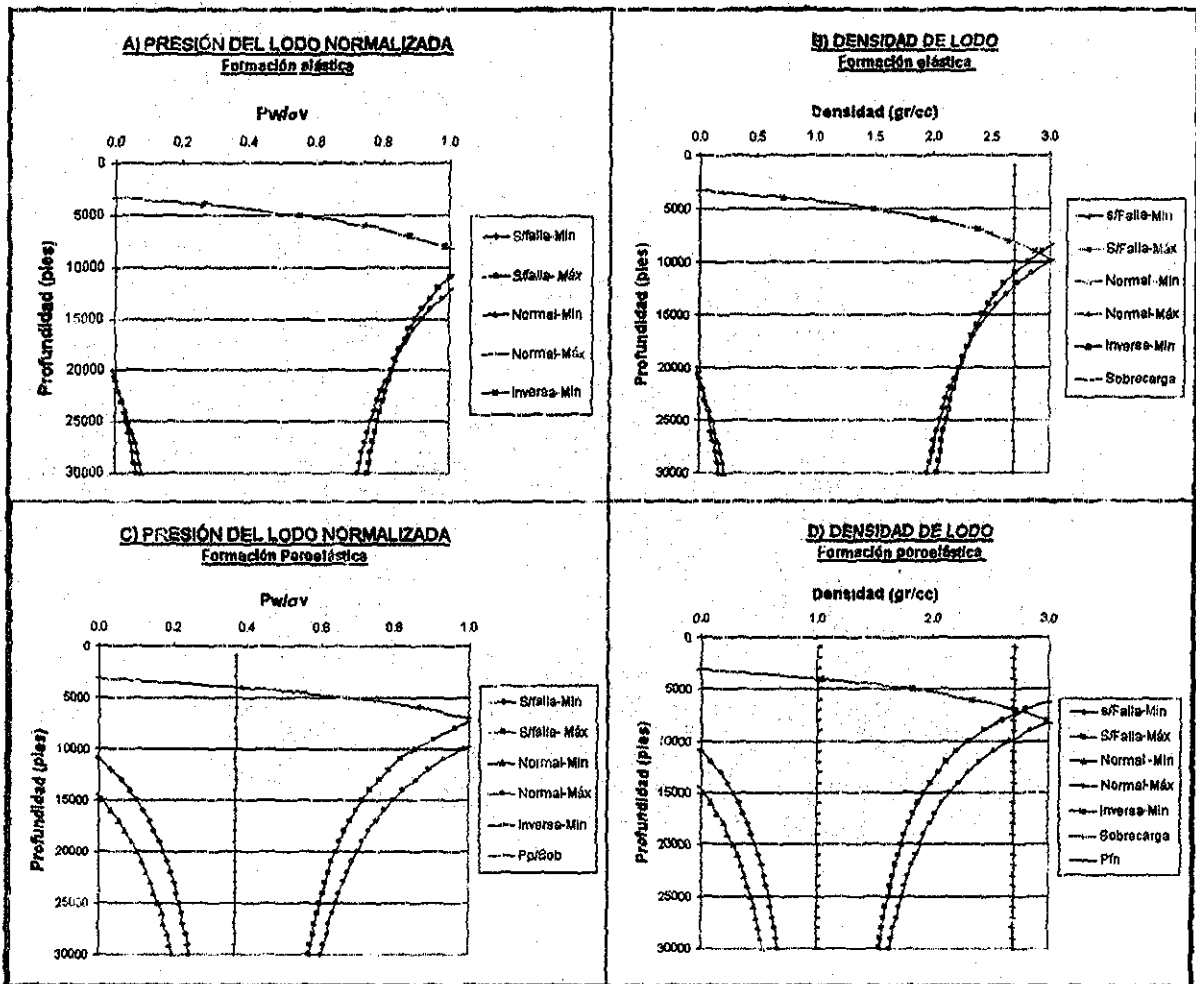


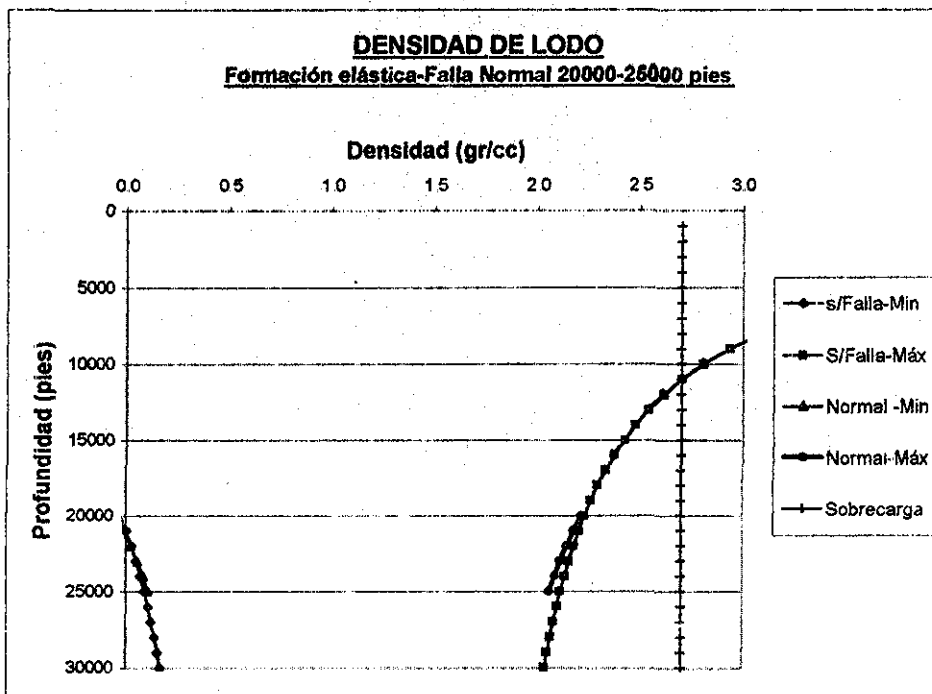
FIGURA 6.2 Comportamiento de las curvas límites de falla por compresión para el caso hipotético 1 : Caliza. (A) y (B) Formación elástica y (C) y (D) Formación Poroelástica.

TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN

De las figuras 6.2 (A) y (B) se puede destacar que los límites mínimo y máximo para una formación con falla inversa tienen una sobrestimación en cuanto a su magnitud, ya que las curvas no representan un estado real. Este comportamiento puede deberse a que el estado real de los esfuerzos en las zonas vecinas a la falla inversa están más relajados de lo que se estima teóricamente con las ecuaciones (6.36), y (6.37), es decir, no toma en cuenta el estado de desplazamiento o equilibrio límite. Por lo tanto, la ecuación (6.36) correspondiente al límite mínimo de falla inversa, sólo aparece parcialmente graficada hasta los 6,500 pies aproximadamente. La ecuación (6.37- límite máximo) sale fuera del rango de la ventana operativa normal.

Las figuras 6.2 (C) y (D) corresponden al segundo, es decir, el comportamiento de las ecuaciones (6.40), (6.41), (6.42), (6.43), (6.44) y (6.45) ( Ver Tabla 6.1), que toman en cuenta una formación poroelástica. Se puede observar que la ventana operativa se ve reducida por la simple presencia de presión de poro en la formación.

Para obtener un análisis más ilustrativo, la figura 6.3 presenta las ventanas operativas de densidad de lodo para una formación de caliza elástica , considerando la presencia de la falla normal en un intervalo entre 20,000 y 25,000 pies.

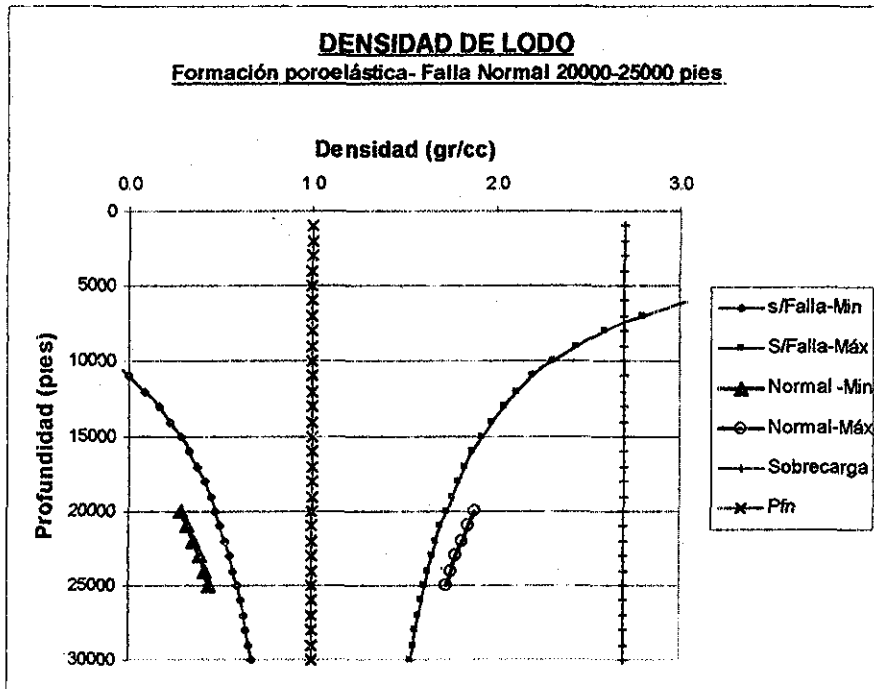


TESIS CON  
 FALLA DE ORIGEN

FIGURA 6.3 Rango operativo de la densidad de lodo necesaria para perforar una formación elástica de caliza, en una zona cercana a una falla normal ubicada de 20,000 a 25,000 pies.

Se puede observar que la densidad de lodo en el intervalo de falla se ve modificado. Por ejemplo, la ventana operativa en una zona con presencia de falla normal para una profundidad de 25,000 pies se ve modificada de 0.09 – 2.11 gr/cc a 0.11 – 2.06 gr/cc.

La figura 6.4 los resultados para el segundo ensayo, es decir una formación poroelástica. El rango operativo de densidad de lodo para este caso estará entre 1 y 1.61 gr/cc para una profundidad de 20,000 pies , y para una profundidad de 25,00 pies entre 1 y 1.73 gr/cc.



TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN

**FIGURA 6.4** Rango operativo de la densidad de lodo necesaria para perforar una formación poroelástica de caliza, en una zona cercana a una falla normal de 20,000 a 25,000 pies de profundidad.

Se observa en la figura 6.4 que la ventana operativa hasta los 20,000 pies sigue la de la formación isotrópica, y que se ve modificada con la falla normal cercana. Comparando las ventanas operativas de la figura 6.3 y 6.4 se estrechan drásticamente, porque la presión de poro reduce los esfuerzos totales y por consiguiente los límites. Adicionalmente, existe un límite inferior nuevo que es la densidad que corresponde a la presión de poro normal de la formación.

Para este ensayo al igual que para el primero en formación elástica, el comportamiento de la falla inversa se ve sobredimensionado, por lo que se necesita hacer alguna suposición adicional de relajación de esfuerzos en zona con falla inversa.

### 6.4.2. Campo hipotético 2

Las suposiciones para este campo son las siguientes:

- Para el primer ensayo
  - Medio elástico y continuo
  - Formación Arenisca seca, GSC=0.954 psi/pie,  $\nu=0.32$ , UCS=9,000 psi
  - Falla normal en el intervalo 20,000 - 25,000 pies, con  $\alpha=60^\circ$
  - Falla inversa en el intervalo 20,000-25,000 pies, con  $\alpha=60^\circ$
- Para el segundo ensayo
  - Medio poroelástico
  - Formación Arenisca húmeda GSC=0.954 psi/pie,  $\nu=0.32$ , UCS=9,000 psi
  - Gradiente de presión de poro normal de agua (GPP) 0.433 psi/pie
  - Falla normal en el intervalo 20,000 -25,000 pies, con  $\alpha=60^\circ$
  - Falla inversa en el intervalo 20,000-25,000 pies, con  $\alpha=60^\circ$

La figura 6.5 muestra los resultados de los dos ensayos de cálculo, tanto en formación seca como saturada, debido a que la Arenisca tiene una UCS menor a la de la caliza, a partir de los 10,000 pies aproximadamente se siente los efectos del peso de la columna para ser tomado en cuenta en el criterio de falla mínimo. El comportamiento de las curvas es similar al explicado con la caliza.

Nuevamente las curvas correspondientes a la falla inversa están sobrestimadas, es decir, el comportamiento de la falla inversa no entra dentro de la ventana operativa real de densidad de lodo. Se debe considerar un criterio de relajación adicional de esfuerzos en una zona cercana a falla inversa.

Para falla normal, la figura 6.5 (D) muestra una reducción considerable en la ventana operativa a partir de los 25,000 pies. Es decir se tendría que considerar operar con lodos un poco mayores a la presión de poro. Se ve el claro efecto que ocurre en presencia de presión de poro, al reducir los esfuerzos totales.

La figura 6.6 muestra los resultados particulares que se tendrían al identificar la falla normal a los 20,000 pies en una formación poroelástica. La ventana operativa estará comprendida en este caso entre 1 y 1.19 gr/cc. Es decir, si comparamos con la caliza tendremos mayores problemas de estabilidad, debido a que la ventana se reduce.

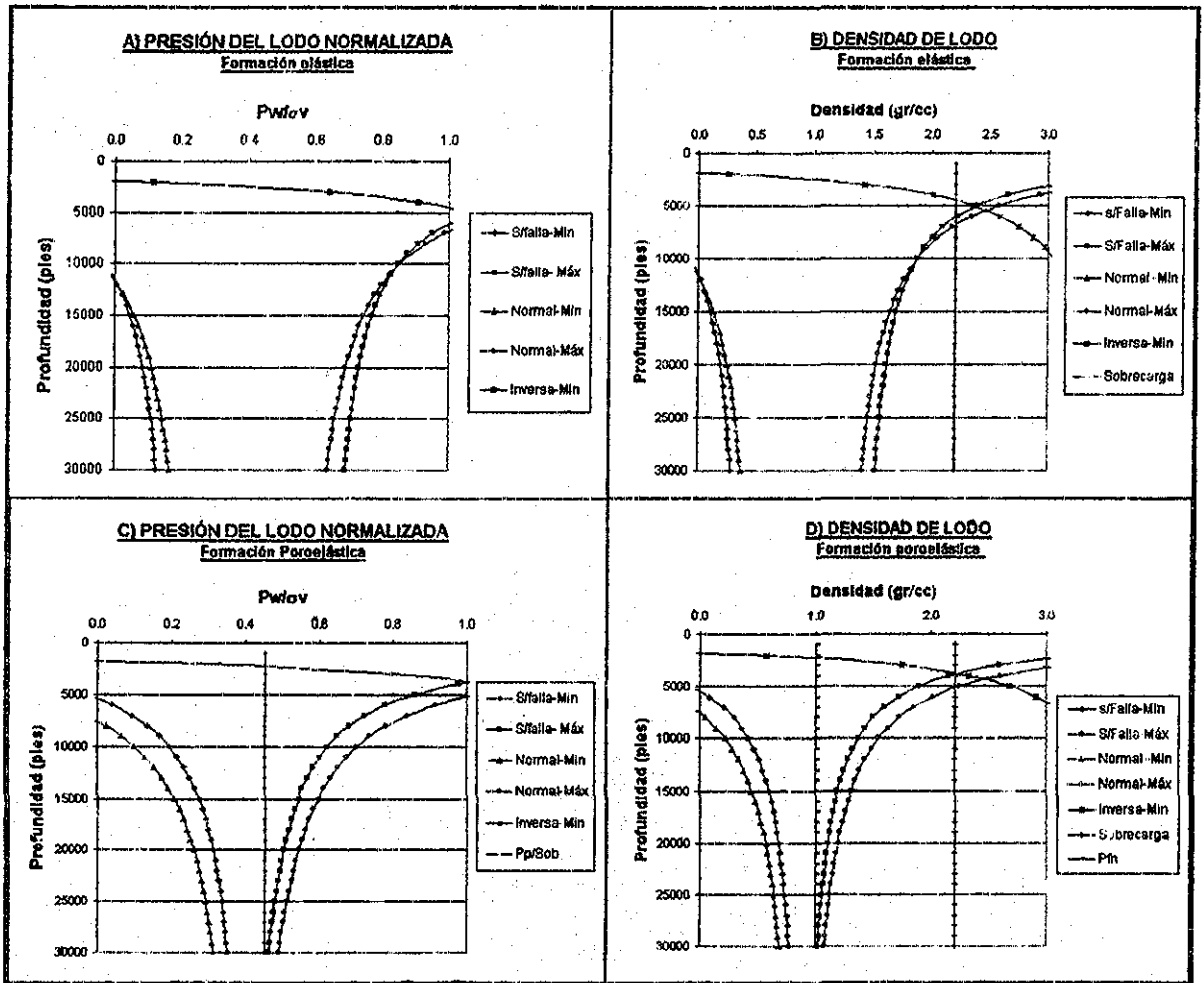


FIGURA 6.5 Rango operativo de la densidad de lodo necesaria para perforar una formación elástica y poroelástica de Arenisca.

### 6.4.3. Campo hipotético 3

- Sólo se realizó un solo ensayo:
  - Medio poroelástico
  - Formación Lutita húmeda  $GSC=0.997$  psi/pie,  $\nu=0.30$ ,  $UCS=15,000$  psi
  - Gradiente de presión de poro normal de agua (GPP)  $0.433$  psi/pie
  - Se supone una falla normal presente a los 20,000 pies, con altura de bloque 5,000 pies y ángulo de falla  $\alpha=60^\circ$ . No se considera la presencia de una falla inversa.

TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN

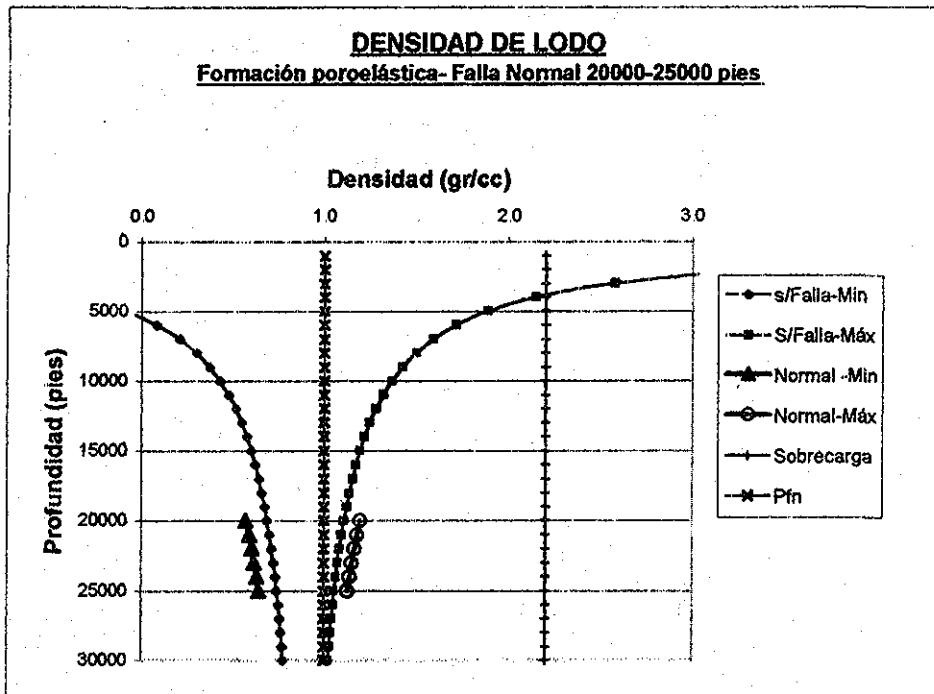
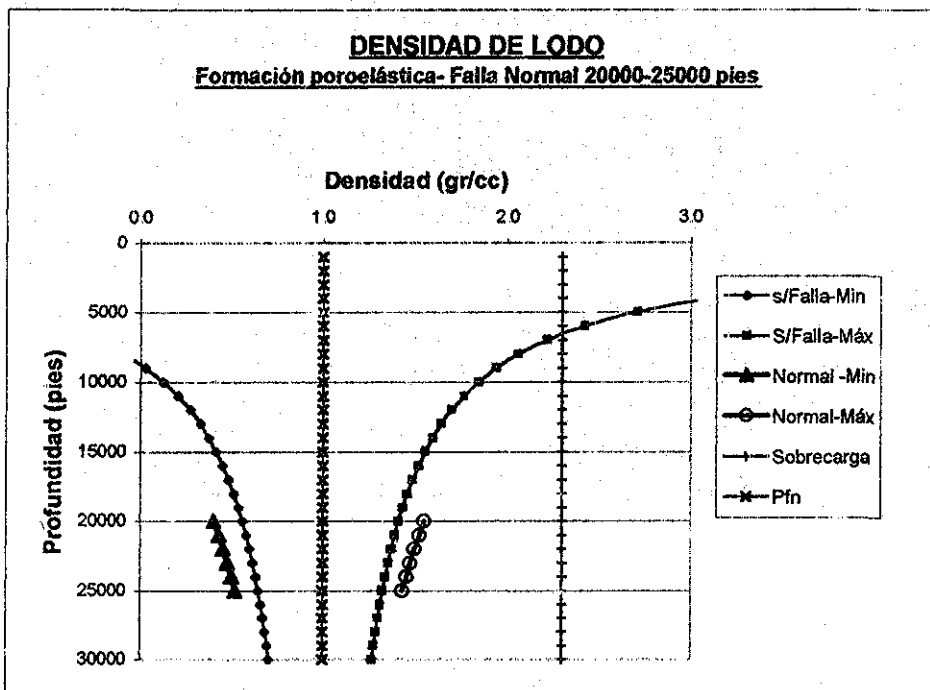


FIGURA 6.6 Rango operativo de la densidad de lodo necesaria para perforar una formación elástica y poroelástica de Arenisca.



TESIS CON  
 FALLA DE ORIGEN

FIGURA 6.7 Rango operativo de la densidad de lodo necesaria para perforar una formación poroelástica de lutita, en una zona cercana a una falla normal de 20,000 a 25,000 pies de profundidad.

Como muestra la figura 6.7 para el ensayo con lutita, la ventana operativa de densidad de lodo necesaria para perforar la zona con falla en un punto a 25,000 pies tiene que ser mayor a la densidad del fluido contenido en el poro, supuesta agua e igual a la unidad, y un valor de 1.43 gr/cc que es ligeramente mayor a la densidad máxima de diseño para perforar una formación sin falla: 1.32 gr/cc. Como se ve en este ensayo la lutita en presencia de falla normal mantiene una relativa estabilidad mucho menor que la caliza, pero mayor que la arenisca, por lo que se puede afirmar que los cambios del comportamiento mecánico de la lutita son ocasionados principalmente por la hidratación e hinchamiento debida al agua de los lodos de perforación.

El límite mínimo para una formación poroelástica en zonas con falla es rebasada por el límite mínimo natural que para estos ensayos fue la presión de poro normal. Para efectos de una simulación más real, se debe considerar la presión de formación existente en cada punto de estudio.

Algunos autores consideran necesario tomar como límite máximo de falla durante la operación, las condiciones de falla por fractura. Es decir cuando el esfuerzo tangencial alcanza valores mínimos debido al incremento de presión de lodo en el pozo, alcanzando valores cercanos a la Resistencia Uniaxial a la Tensión. Es decir nuestro criterio de falla estaría dado por la relación:

$$\sigma_{\theta} < -T_0 \quad (6.46)$$

El presente trabajo no analiza este caso, ya que se presenta únicamente el análisis de la falla por compresión.

### **6.5. Subrutina adicional para calcular la ventana operativa de densidad equivalente de lodo**

Para determinar la ventana operativa de densidad de lodo correspondiente a los resultados del programa de simulación analítica para zonas cercanas a falla, presentado en la sección 5.2 del capítulo 5, se desarrolló una subrutina adicional al programa, cuyo listado se presenta en el Anexo C.

Se tienen que incluir dos datos adicionales a los cálculos. El primero es la Resistencia Uniaxial a la Compresión (UCS); y el segundo, es el gradiente de presión de poro normal (gpfn).

La subrutina toma en cuenta el criterio de falla a compresión. Los resultados son presentados en cuatro gráficas. Las dos primeras constituyen la relación Presión de lodo esfuerzo vertical ( $P_w/S_v$ ) y densidad equivalente para una formación elástica; y las dos últimas, nos dan el mismo resultado pero para una formación poroelástica considerando presión de poro normal.

Para ilustrar la subrutina, se tomó la misma configuración geométrica de la falla del ejemplo de la sección 5.2.4, pero esta vez, se incluyen tres datos de entrada adicionales: La Resistencia Uniaxial a la compresión  $UCS=9,000$  psi.; el gradiente de presión de poro normal  $g_{pn}=0.433$  psi/pie; y un dato adicional que nos da el número de incrementos deseados, en este caso  $n_i=2$  (dos incrementos de 600 m.)

```
U=2; nu=0.31; zo=3000; zi=50; zmax=5500; gsc=1; ta=0; gam=0.0;
pos=1; yl=3500; alfa=60; den=2.6; H=1000; tipo=2; xo=20; xin=600; n=20;
UCS=9000; gpfn=0.433; ni=2;
```

La figura 6.8 muestra inicialmente la distribución de esfuerzos para líneas verticales que distan a 20 y 620 m. de una falla inversa (resultado que se obtuvo en la figura 5.7). La figura 6.9 muestra las ventanas operativas de densidad de lodo equivalente para las mismas distancias en formaciones elástica y poroelástica. Se puede observar que la ventana se desplaza levemente hacia la derecha como resultado de la zona compresional, tomando como referencia una ventana que tendría la formación sin falla con isotropía de esfuerzos horizontales ( $K_0$ ).

En la figura 6.10 se observa la distribución de esfuerzos para regiones cercanas a una falla normal, sobre una línea vertical que dista 20 y 620 m. del punto de referencia de la falla (resultado obtenido en la figura 5.8). La figura 6.11 muestra los resultados de la subrutina de cálculo para la ventana operativa de la densidad de lodo equivalente. Se observa el desplazamiento de la ventana hacia la izquierda por efecto de la zona tensional (compresional relajada) tomando como referencia una formación sin falla ( $K_0$ ).

Por último, las figuras 6.12 y 6.13 muestran el efecto de reducción de ventana operativa de densidad equivalente y el peligro inminente de estabilidad para zonas cercanas a una falla, si se reduce la Resistencia Uniaxial a la Compresión a un valor de  $UCS=4,000$  psi. En este caso la roca será más débil y más susceptible a falla durante la perforación.

TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN



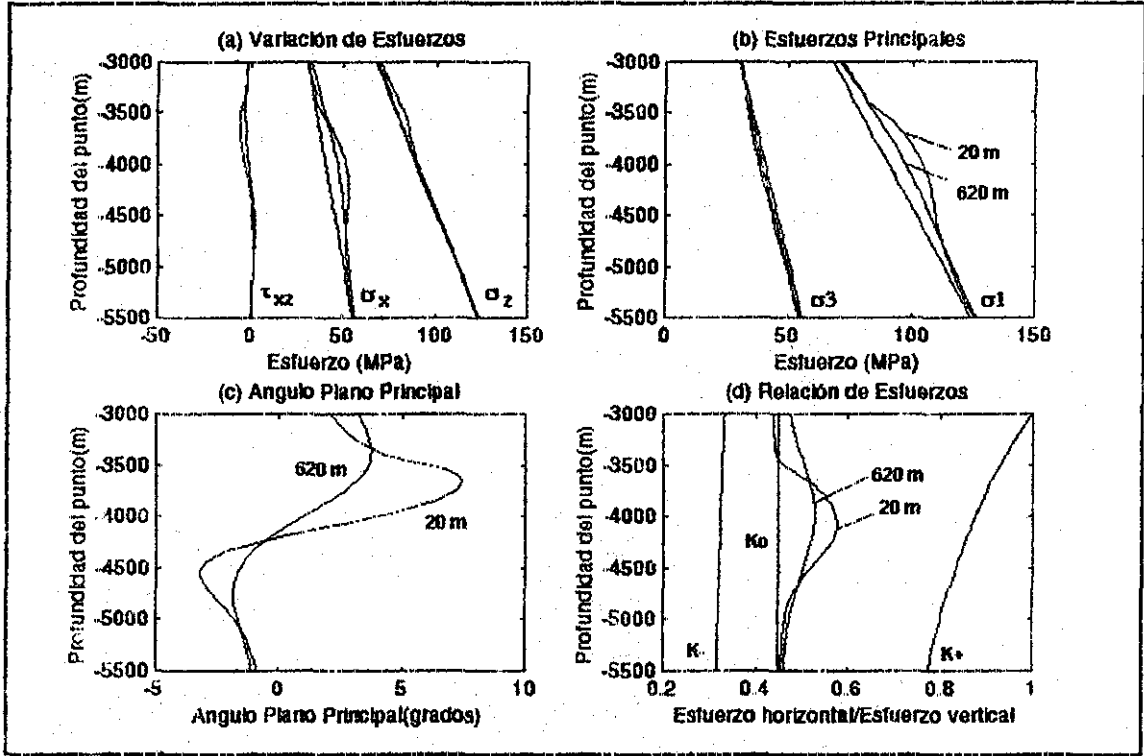
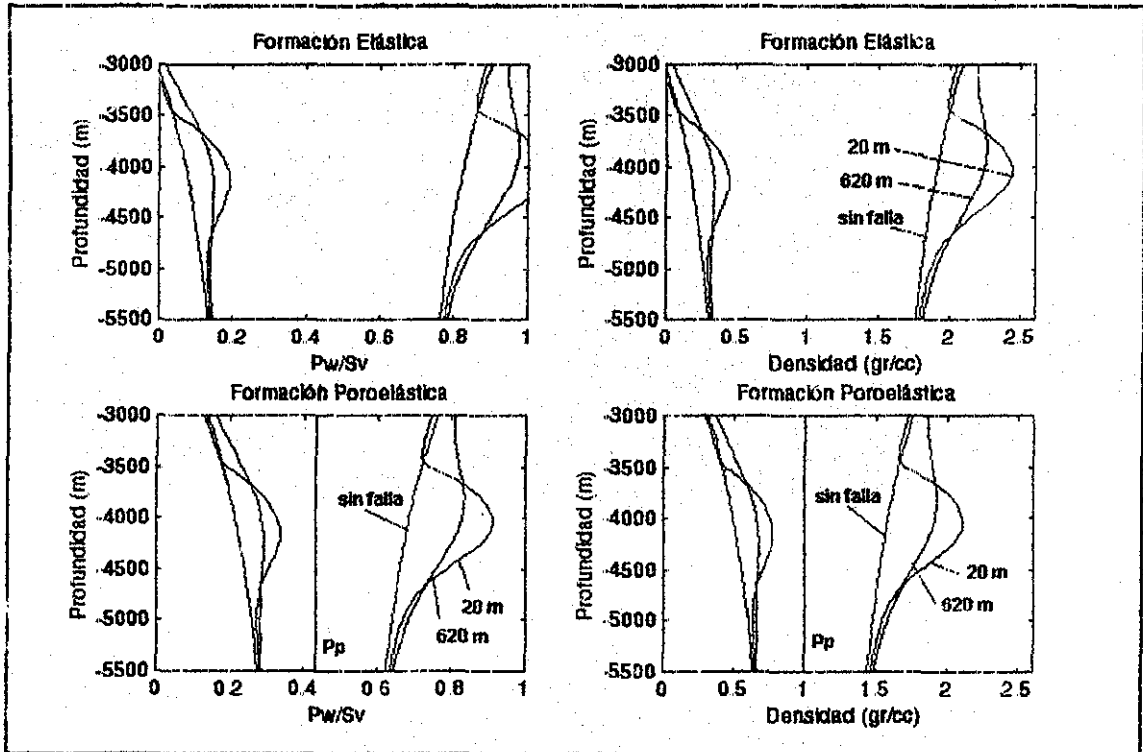


FIGURA 6.8 Resultados correspondientes a una falla inversa que toma la misma geometría del ejemplo de la sección 5.2.4, evaluada a 20 y 620 m. Observe el estado compresional de la falla inversa ( $\sigma_h / \sigma_v > K_o$ )



TESIS CON FALLA DE ORIGEN

FIGURA 6.9 La figura nos muestra los resultados de la subrutina de cálculo de densidad de lodo equivalente para el mismo ejemplo para líneas verticales que distan a 20 y 620 m de la falla. Se puede observar que la ventana operativa se desplaza a la derecha debido a la zona compresional

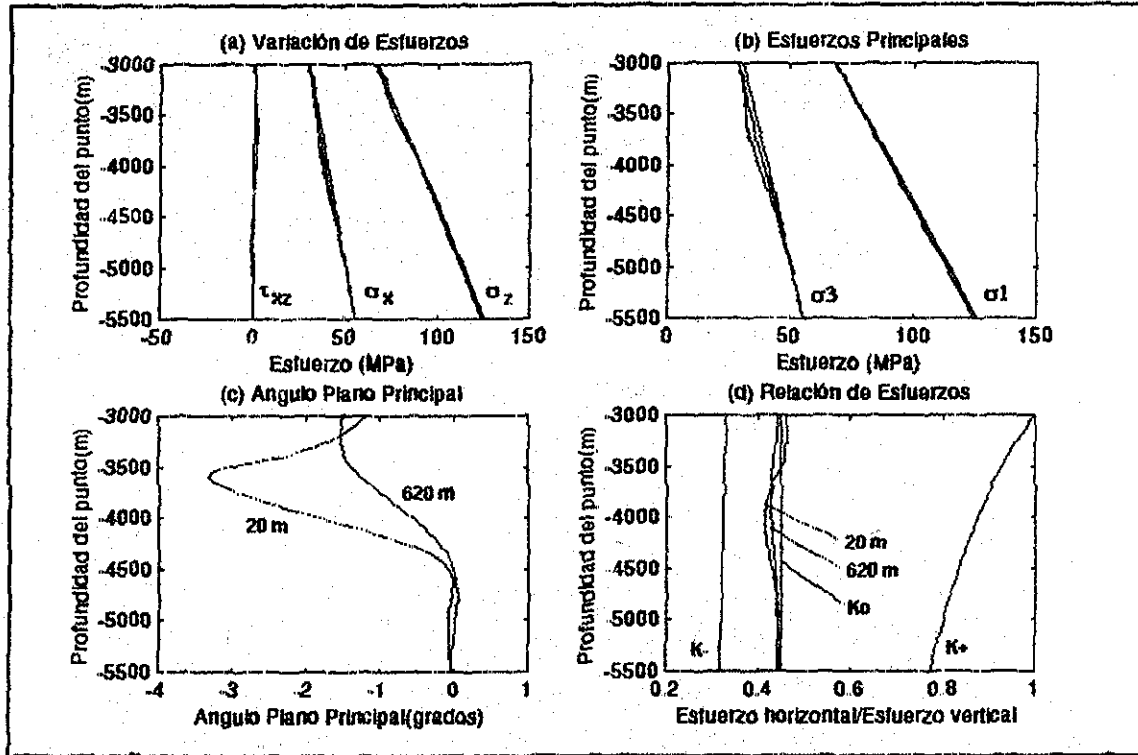


FIGURA 6.10 Resultados correspondientes a una falla normal que toma la misma geometría del ejemplo de la sección 5 2 4, evaluada a 20 y 620 m. Observe el estado tensional de la falla normal ( $\sigma_h / \sigma_v < K_0$ ).

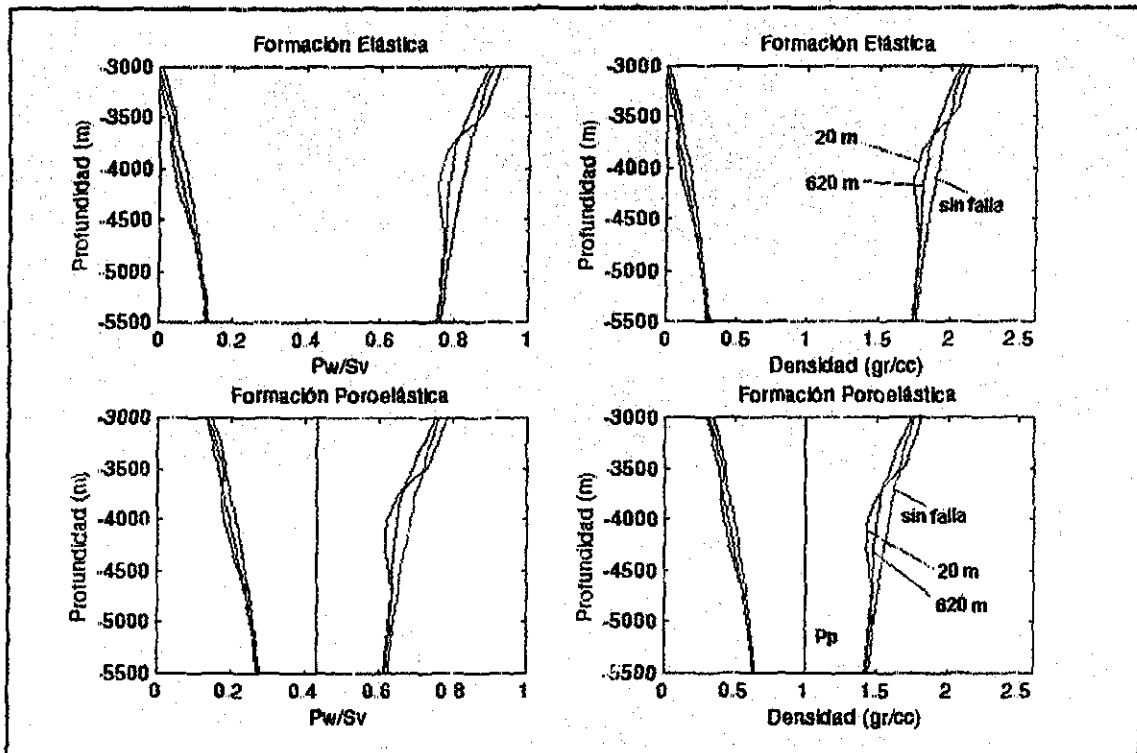


FIGURA 6.11 La figura nos muestra los resultados de la subrutina de cálculo de densidad de todo para el mismo ejemplo de la figura 6.10. Se puede observar que la ventana operativa se desplaza a la izquierda debido a la zona tensional.

TESIS CON  
 FALLA DE ORIGEN

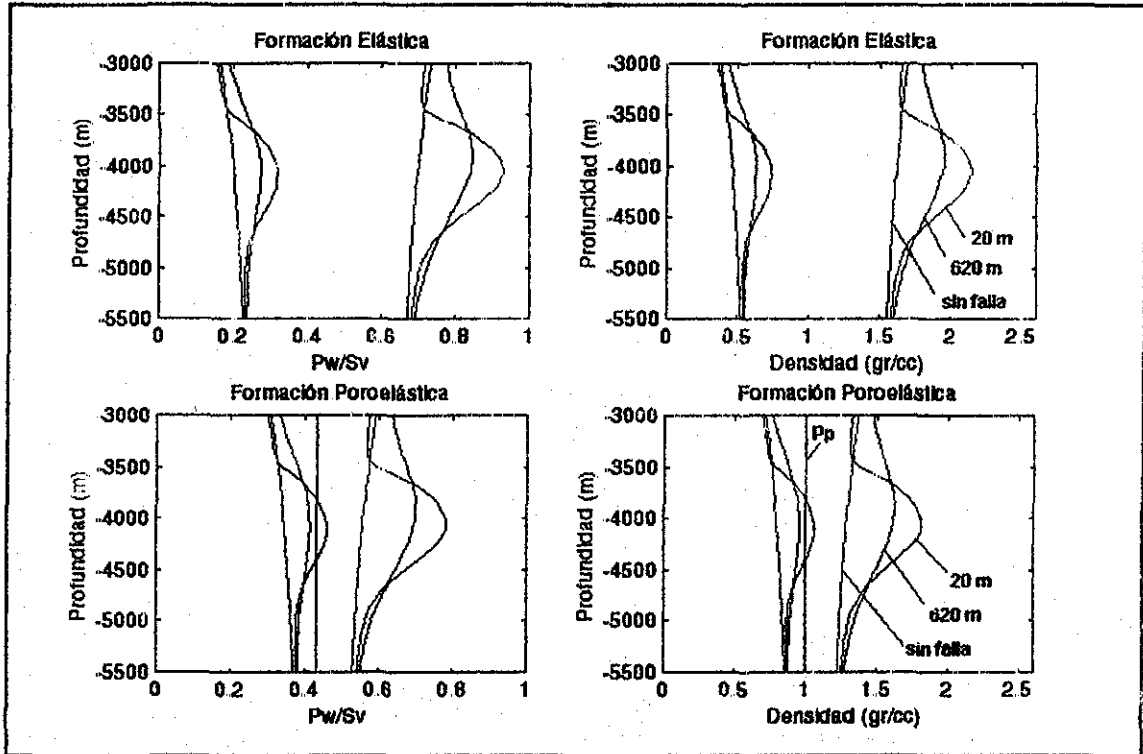
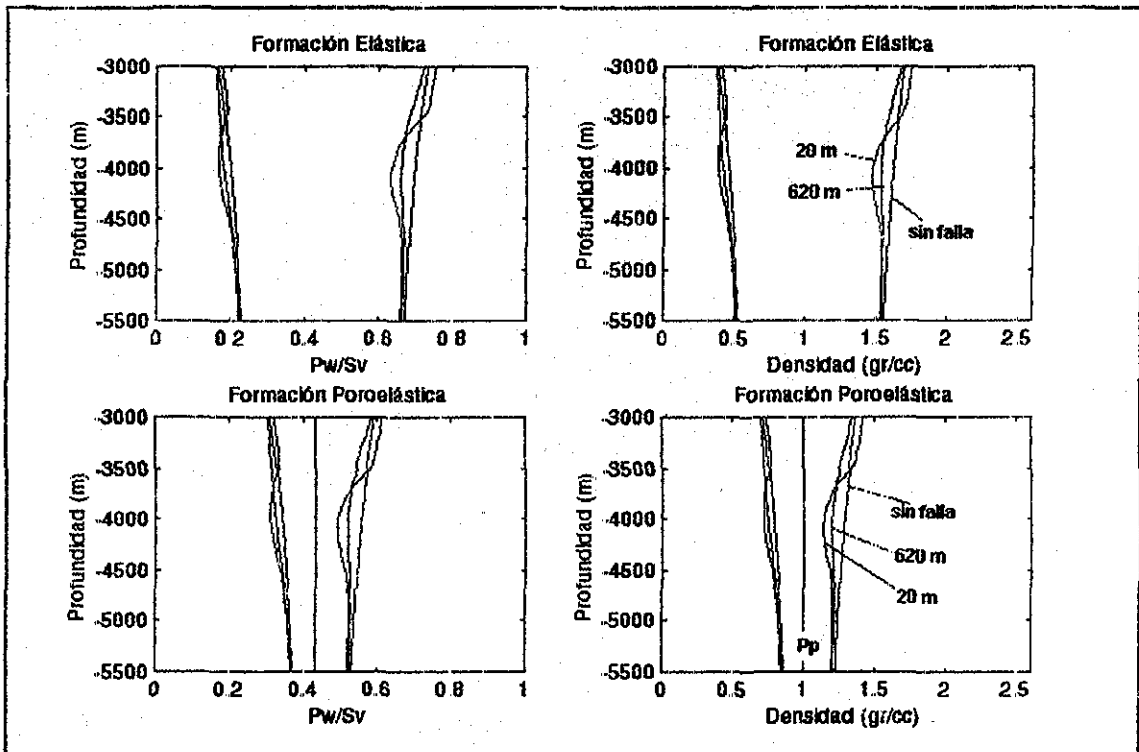


FIGURA 6.12 Ventana operativa en una zona cercana a falla inversa si se reduce la Resistencia Uniaxial a la Compresión a UCS=4,000 psi. Observe que la ventana se achica y por consiguiente la roca es más a los problemas de estabilidad



TESIS CON  
 FALLA DE ORIGEN

FIGURA 6.13 Ventana operativa de densidad de lodo equivalente para una zona cercana a falla normal pero con UCS= 4,000 psi. Comparando con la figura 6.11 la ventana operativa se reduce porque la roca es más débil

## 7. CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES

### CONCLUSIONES

1. Se desarrolló un método para estimar los esfuerzos horizontales en zonas pasivas, utilizando registros geofísicos de campo y suponiendo isotropía de esfuerzos horizontales. Se compararon los valores obtenidos con la correlación de Breckels y van Eekelen<sup>2</sup> que toma datos de fracturamiento hidráulico para la Costa de EE.UU. El método fue aplicado en algunos intervalos de los campos Cocuite, Cantarell, Luna, Yum y otros con información disponible. Aparentemente, la estimación del método es válida cuando los valores están dentro de un rango del 20% de aproximación.
2. Se elaboró un modelo de simulación analítico para estudiar los efectos sobre el estado de esfuerzos a una distancia fija desde el plano de falla. Las fallas originan una redistribución del estado de esfuerzos en un plano vertical que está a una distancia relativa al plano de falla. Los cálculos son realizados a partir de la geometría de falla y propiedades mecánicas del estrato fallado.
3. El monitoreo de la distribución de los esfuerzos a lo largo de un plano vertical que está a una distancia de la superficie de falla, confirma el estado tensional para falla normales y el estado compresional para fallas inversas. Las fallas originan pequeños esfuerzos de corte en las vecindades, por lo que el plano de esfuerzos principales es rotado. A medida que el plano vertical se aleja horizontalmente de la falla, los efectos van decreciendo hasta que a cierta distancia el estado de esfuerzos vuelve a ser normal. El tamaño de bloque de falla influye en la magnitud de los efectos, a mayor tamaño de bloque fallado, mayor efectos de redistribución de esfuerzos en la zona circundante.
4. Se modificaron las expresiones de estabilidad de pozos que delimitan la ventana operativa de densidad de lodo equivalente mientras se perfora. Los ensayos realizados considerando situaciones hipotéticas, indican que el comportamiento de la densidad de lodo necesaria para perforar una zona cercana a falla normal amplía ligeramente la ventana operativa. Por el caso de falla inversa, los resultados teóricos salen fuera del rango de la ventana operativa real, esto implica que el estado real de esfuerzos en las zonas vecinas a falla inversa está más relajado de lo que se estima teóricamente.

5. Al establecer la ventana operativa de densidad de lodo equivalente utilizando el programa de simulación analítica para zonas cercanas a falla, se obtiene un desplazamiento de la ventana operativa hacia la izquierda, reduciendo el límite máximo, en el caso de falla normal. Para una zona cercana a falla inversa el desplazamiento es hacia la derecha, aumentando el límite máximo. Adicionalmente, al disminuir la Resistencia Uniaxial a la Compresión (roca más débil) la ventana operativa puede reducirse llegando a una situación crítica.

## RECOMENDACIONES

1. Los resultados fueron establecidos bajo condiciones hipotéticas y con cierta información geológica estructural restringida, se recomienda su validación con datos de campo.
2. Si bien la solución de Melan es de tipo elástica, se recomienda extenderla a una situación poroelástica considerando la presencia de esfuerzos efectivos, ya que la solución tiene características netamente geométricas.
3. Se recomienda ampliar la solución para obtener el efecto causado por la presencia de varias fallas que el presente trabajo no contempló, ya que se realizó un análisis individual para cada falla.
4. Se necesita realizar un modelado numérico para el estudio del origen y comportamiento de los pliegues geológicos. Lo mismo para el caso de los domos salinos cuyo comportamiento viscoelástico se traduce en condiciones de inestabilidad y redistribución de esfuerzos.

---

**BIBLIOGRAFIA**

1. Fjaer E., Holt R.M., Horsrud P., Raaen A., Risnes R. (1992): "Petroleum Related Rock Mechanics", Elsevier Sciences Publishers, Netherlands.
2. Terzaghi K., Richart F.E. (1952) "Stresses in Rock about Cavities", Géotechnique # 3, pp 57-59.
3. Brown E.T, Hoek E. (1978): " Trends in Relationships between Measured In Situ Stresses at Depth", Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr. Vol 15, pp 211 - 215.
4. Gretener P.E (1981): " Pore Pressure: Fundamentals, General Ramifications, and Implications for Structural Geology (Revised)", Education Course Note # 4 AAPG.
5. Thiercelin M.J., Plumb R.A. (1994): "Core Based Prediction of Lithologic Stress Contrasts in East Texas Formations", SPE 21847, SPE Formation Evaluation, December 1994.
6. Amadei B., Savage W., Swolfs H.(1987): "Gravitational Stresses in Anisotropic Rock Masses", Int. J. Rock Mech. Min. Sci & Geomech. Abstr. Vol 24, No.1 , pp 5-14.
7. Blanton T.L (1983): "The Relation between Recovery Deformation and In Situ Stresses Magnitudes from Anaelastic Strain Recovery of Core" SPE/DOE 11624. Sysmp. On Low permeability, Denver, March 14-16.
8. Warpinski N.R., Teufel L.W.(1986): " A Viscoelastic Constitutive Model for Determining In Situ Stress Magnitudes from Anaelastic Strain Recovery of Core", SPE15368, 61th Annual Technical Conference and Exhibition, New Orleans , October 5-8.
9. Yale D.P , Rodriguez J.M.(1994): "In Situ Stress Orientation and Effects of Local Structure", SPE 28146, Eurock '94 , Balkema, Rotterdam
10. De Bree P., Walters J.V. (1989): "Micro/Minifrac Test Procedures and Interpretation for In Situ Stress Determination", Int. J. Rock Mech. Min. Sci & Geomech. Abstr. Vol 26, No.6 , pp 515-521.
11. Detournay E., Cheng H., Roeiers J.C., Mclennan J. (1989): "Poloelasticity Considerations in In Situ stress Determination by Hydraulic Fracturing", Int. J. Rock Mech. Min. Sci & Geomech. Abstr. Vol 26, No. 6, pp 507-513.
12. Breckels I.M., van Eekelen H.A.(1982): "Relationship Between Horizontal Stress and Depth in Sedimentary Basins", J. Petr. Tech., september , pp 2191-2199.
13. Zoback M., Moos D., Mastin L. (1985): "Well Bore Breakouts and in Situ Stress", J. of Geophysical Research, Vol. 90, pp. 5523- 5530, June 10, 1985.
14. Eaton B.A.(1969): "Fracture Gradient prediction and Its Application in Oilfield Operations", J. Pet. Tech. October, pp. 1353- 60.

15. Davis G.H., Reynolds S.J.(1996 ): "Structural Geology of Rocks and Regions", 2<sup>nd</sup> Edition, John Wiley & Sons, Inc.
16. Twiss R.J., Moores E.M.(1992):"Structural Geology", W.H. Freeman and Company, New York.
17. Hobbs B.E., Means W.D., Williams P.F. (1976) : "An Outline of Structural Geology", Wiley International Edition, John Wiley & Sons, Inc.
18. Jenyon K. Malcolm (1986): "Salt Tectonics", Elsevier Applied Science Publishers Ltd.
19. Gussow W.C. (1968): "Salt diapirism: importance of temperature and energy source of emplacement ". AAPG Memoir 8. Diapirism and Diapirs, 16-52.
20. Van Tuyl F. M. (1930) : "Contribution of Salt Dome Problem", AAPG Bulletin, 14,1041-7
21. Thompson E.G. (1965): " An Experimental Technique for the Investigation of the Flow of Halite and Sylvinit", Univ. of Texas at Austin, Ph.D.Thesis.
22. LeComte P. (1965): "Creep in rock Salt", J.Geol.,73, 469-84.
23. Suppe J. (1985): "Principles of Strustural Geology", Prentice Hall, Englewood Cliffs, New Jersey.
24. Mouchet J.P., Mitchell A. (1989):" Abnormal Pressures While Drilling ", Manuals Techniques 2, Elf Aquitaine Edition, Boussens.
25. Jaeger J.C., Cook N.G. (1979): " Fundamentals of Rock Mechanics " Third Edition, Chapman and Hall, London.
26. Anderson E.M.(1951): "The Dynamics of Faulting", 2<sup>nd</sup> Edition, Olivier & Boyd, Edinburg.
27. Addis M.A., Last N.C., Yassir N.A. (1994): "The Estimation of Horizontal Stress at Depth in Faulted Regions and their Relationship to Pore Pressure Variations ", Eurock'94, Balkema, Rotterdam, pp. 887-895.
28. Addis M.A. Wu B (1998) : "Stress Estimation in Faulted Regions: The Effect of residual Friction", SPE/ISRM 47210, Eurock '98 , Trondheim, Norway.
29. Morita N., Whitfill D.L., Nygaard O., Bale A. (1989): "A Quick Method to Determine Subsidence, Reservoir Compaction, and In Situ Stress Induced by Reservoir Depletion", J. Petrol. Tech. Vol.41, No, 1, pp.71-79
30. Perry R.H. (1995):"Mohr Circles, Stress Paths and Geotechnics". E&FN Spon. UK.
31. Giani G.P.(1992): "Rock Slope Stability Analysis", AA Balkema Publishers. Rotherdam, Netherlands.
32. Reiter Marshall (1997): "A Note Comparing Parameters Controlling Low-Angle Normal and Thrust Movement", Journal of Structural Geology, Vol.19, No.1,pp.99 -106.

33. McGarr A., Gay N.C.(1978): "State of Stress in the Earth Crust". Annual Review of Earth and Planetary Science 6, 405-436.
34. Currie J.B., Patnode H.W. y Trump R.P. (1962): "Development of folds in Sedimentary Strata". Geological Society of America –Bulletin , Vol. 73, pp.655-673.
35. Timoshenko S. (1958): "Strength of Materials I. Elementary Theory and Problems", 3<sup>rd</sup> Ed. Princeton, N.J. D. Van Nostrand.
36. Nelson T.H. (1991): "Salt Tectonics and Listric-Normal Faulting", Vol. J, The Gulf of Mexico Basin, Geological Society of America.
37. Osbourne M.J. , Swarbrick R.E.(1997): " Mechanisms for Generating Overpressure in Sedimentary Basins : A Reevaluation ", AAPG Bulletin, Vol. 81, No. 6 , June, pp.1023-1041.
38. Daines S.R. (1982): "Aquathermal Pressuring and Geopressure Evaluation". AAPG Bulletin , Vol. 71, pp 1412-1427.
39. Luo X., Vasseur G. (1992): "Contribution of Compaction an Aquathermal Pressuring to Geopressure and the influence of Environmental Conditions", AAPG Bulletin Vol. 76, pp 1550-1559.
40. Lundegard P.D. (1992): "Sandstone Porosity Loss -a big picture- View of Importance of Compaction" Journal of Sedimentary Petrology, Vol. 62, pp. 250-260.
41. Sclater J.G , Christie P.A. (1980): "Continental Stretching: an explanation of the post mid-Cretaceous subsidence of the Central North Sea basin.", Journal of Geophysical Research, Vol. 85, pp. 3711-3739.
42. Deming D. (1994): "Factors Necessary to define a Pressure Seal", AAPG Bulletin, Vol. 78, pp. 1005 a 1009.
43. Sleep N.H., Blanpied M.L. (1992): "Creep, Compaction and the Weak Rheology of Major Faults", Nature, Vol. 359, pp. 687-692.
44. Price N.J. (1974): "The Development of Stress System and Fracture Patterns in Undeformed Sediments", Advances in Rock Mechanics, Proceedings of the 3<sup>rd</sup> International Congress of Society of Rock Mechanics, Vol. 1a, pp.141-159.
45. Hubbert M.K., Rubey W.W. (1959): "The Role of Fluid Pressure in Mechanics of Overthrust Faulting", Geological Society of America, 70/2, pp. 115-166
46. Handin J., Hager R.V., Friedman M., Feather J.N. (1963): "Experimental Deformation of Sedimentary Rocks Under Confining Pressure: Pore Pressure Tests", AAPG\_Bulletin, Vol. 47, No. 5 , pp. 717-755.
47. Poulos H.G., Davis F.H. (1974) : "Elastic Solutions for Soil and Rock Mechanics", John Wiley & Sons Inc.



48. Pemex Exploración y Producción (1999): "Las Reservas de Hidrocarburos en México", Volumen II, Los principales campos de petróleo y gas de México. PEP.
49. Bradley W.B. (1979): "Failure of Inclined Borehole", J. of Energy Resources Tech., Trans. ASME, pp.232-239.

## ANEXO A

**Esfuerzo horizontal debido a sobrecarga**

Considerar las siguientes suposiciones:

- Medio elástico lineal.
- Medio ideal homogéneo e isotrópico, las propiedades mecánicas en todas las direcciones son iguales.
- Deformación uniaxial, es decir solo la roca se deforma por efecto de las cargas en dirección vertical, y  $\varepsilon_x = \varepsilon_y = 0$ . No existe deformación lateral.
- Los esfuerzos en el plano perpendicular a la dirección vertical son iguales  $\sigma_x = \sigma_y$
- La constante Biot de poroelasticidad es prácticamente igual a uno.
- Los esfuerzos  $\sigma_{x,y,z}$  son esfuerzos principales, es decir no hay esfuerzos de corte.

Las ecuaciones de la ley de Hooke de elasticidad modificada que incluye presión de poro, para las tres direcciones son:

$$E\varepsilon_x = \sigma_x - \nu(\sigma_y + \sigma_z) - (1 - 2\nu)\alpha P_p \quad A-1$$

$$E\varepsilon_y = \sigma_y - \nu(\sigma_x + \sigma_z) - (1 - 2\nu)\alpha P_p \quad A-2$$

$$E\varepsilon_z = \sigma_z - \nu(\sigma_x + \sigma_y) - (1 - 2\nu)\alpha P_p \quad A-3$$

Donde:

$\sigma$  = Esfuerzo total

$\nu$  = Relación de Poisson

$\alpha$  = Constante Biot de Porosidad (Para efectos prácticos  $\alpha = 1$ )

$P_p$  = Presión de Poro o del fluido.

Como existe sólo deformación en la dirección z, no existe deformación lateral  $\varepsilon_x = \varepsilon_y = 0$ .

Sumando las ecuaciones A-2 y A-3:

$$(\sigma_x + \sigma_y) = \frac{2(1 - 2\nu)\alpha P_p}{(1 - \nu)} + \frac{2\nu\sigma_z}{(1 - \nu)} \quad A-4$$

Reemplazando la ecuación A-4 en A-3, se obtiene la deformación uniaxial:

$$\varepsilon_z = \left[ \frac{1 - \nu - 2\nu^2}{1 - \nu} \right] \frac{(\sigma_z - \alpha P_p)}{E} \quad A-5$$

Como se tiene isotropía en el plano perpendicular al eje vertical  $z$  ( $\sigma_x = \sigma_y$ ), utilizando la ecuación A-4, se obtiene:

$$\sigma_x - \alpha P_p = \frac{\nu}{(1-\nu)} (\sigma_z - \alpha P_p) \quad \text{A-6}$$

Utilizando la definición de esfuerzo efectivo, y suponiendo una constante de poroelasticidad de Biot aproximadamente igual a uno, se obtiene:

$$\sigma'_x = \frac{\nu}{(1-\nu)} \sigma'_z \quad (3.1) \quad \text{A-7}$$

Esta última ecuación nos da el esfuerzo horizontal efectivo debido a la sobrecarga, también conocido como Efecto Poisson.

### Teoría de elasticidad: Esfuerzo normal y de Corte

Si se toma un plano de estudio cualquiera, como el mostrado en la figura B1, se pueden establecer las proyecciones del plano de falla, respecto a los ejes  $x$  e  $y$ :

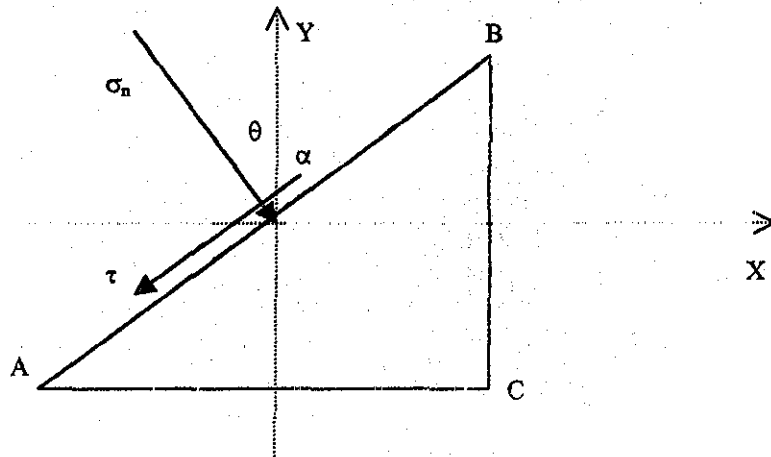


FIGURA B-1: Plano de estudio para establecer las proyecciones de falla.

Haciendo el análisis estático de fuerzas:

$$\text{En } x: \quad \sigma_n BC - \sigma_3 BC - \tau AC = 0 \quad \text{A-8}$$

$$\text{En } y: \quad \sigma_1 AC - \sigma_n BC - \tau AC = 0 \quad \text{A-9}$$

Reemplazando las proyecciones las proyecciones areales:

$$\text{En } x: \quad \sigma_n AB \sin \theta - \sigma_3 AB \sin \theta - \tau AB \cos \theta = 0 \quad \text{A-10}$$

$$\text{En } y: \quad -\sigma_n AB \cos \theta + \sigma_1 AB \cos \theta - \tau AB \sin \theta = 0 \quad \text{A-11}$$

Si premultiplicamos a A-10 por  $\text{sen}\theta$  y a A-11 por  $-\text{cos}\theta$ , obtenemos:

$$\sigma_n \text{sen}^2 \theta - \sigma_3 \text{sen}^2 \theta - \tau \text{sen} \theta \cos \theta = 0 \quad \text{A-12}$$

$$\sigma_n \cos^2 \theta - \sigma_1 \cos^2 \theta + \tau \text{sen} \theta \cos \theta = 0 \quad \text{A-13}$$

Sumando ambas ecuaciones, y aplicando identidades trigonométricas :

$$\sigma_n (1) - \sigma_1 \cos^2 \theta - \sigma_3 \text{sen}^2 \theta = 0 \quad \text{A-14}$$

$$\sigma_n - \sigma_1 \left[ \frac{1 + \cos 2\theta}{2} \right] - \sigma_3 \left[ \frac{1 - \cos 2\theta}{2} \right] = 0 \quad \text{A-15}$$

Haciendo operaciones, obtenemos:

$$\sigma_n = \left[ \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} \right] + \left[ \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \right] \cos 2\theta \quad (3.3) \quad \text{A-16}$$

Para obtener el esfuerzo de corte, se parte de las ecuaciones A-10 y A-11, multiplicándolas previamente por  $\text{cos}\theta$  y  $\text{sen}\theta$  respectivamente:

$$\sigma_n \text{sen} \theta \cos \theta - \sigma_3 \text{sen} \theta \cos \theta - \tau \cos^2 \theta = 0 \quad \text{A-17}$$

$$-\sigma_n \text{sen} \theta \cos \theta + \sigma_1 \text{sen} \theta \cos \theta - \tau \text{sen}^2 \theta = 0 \quad \text{A-18}$$

Sumando ambas ecuaciones y utilizando identidad trigonométrica:

$$[\sigma_1 - \sigma_3] \text{sen} \theta \cos \theta = \tau \quad \text{A-19}$$

$$\tau = \left[ \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \right] \text{sen} 2\theta \quad (3.4) \quad \text{A-20}$$

Si se considera el ángulo  $\alpha$  formado por el eje del esfuerzo máximo y el plano de falla como indica la figura B1, se puede hacer el mismo desarrollo, obteniendo los esfuerzos normal y de corte siguientes:

$$\sigma_n = \left[ \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} \right] - \left[ \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \right] \cos 2\alpha \quad \text{A-21}$$

$$\tau = \left[ \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \right] \text{sen} 2\alpha \quad \text{A-22}$$

Se puede observar que tanto A-16 como A-21 calculan el mismo esfuerzo normal, pero tomando en cuenta diferente ángulo de referencia.

### Angulo de fricción interna y estimación de esfuerzos horizontales

La ecuación A-7 está dada en función a esfuerzos efectivos, podemos expresarla para esfuerzos totales, de la siguiente forma:

$$(\sigma_x - \alpha P_p) = \frac{\nu}{(1-\nu)} (\sigma_z - \alpha P_p) \quad \text{A-23}$$

Considerando un coeficiente de Biot de proelasticidad  $\alpha$  igual a la unidad,  $\sigma_x = \sigma_h$ ,  $\sigma_z = \sigma_v$  reorganizando y normalizando respecto al esfuerzo vertical se obtiene el esfuerzo horizontal proelástico para un medio isotrópico.

$$\frac{\sigma_h}{\sigma_v} = \left( \frac{\nu}{1-\nu} \right) + \frac{P_p}{\sigma_v} \left( \frac{1-2\nu}{1-\nu} \right) \quad (3.9) \quad \text{A-24}$$

### Criterio de falla Mohr Coulomb

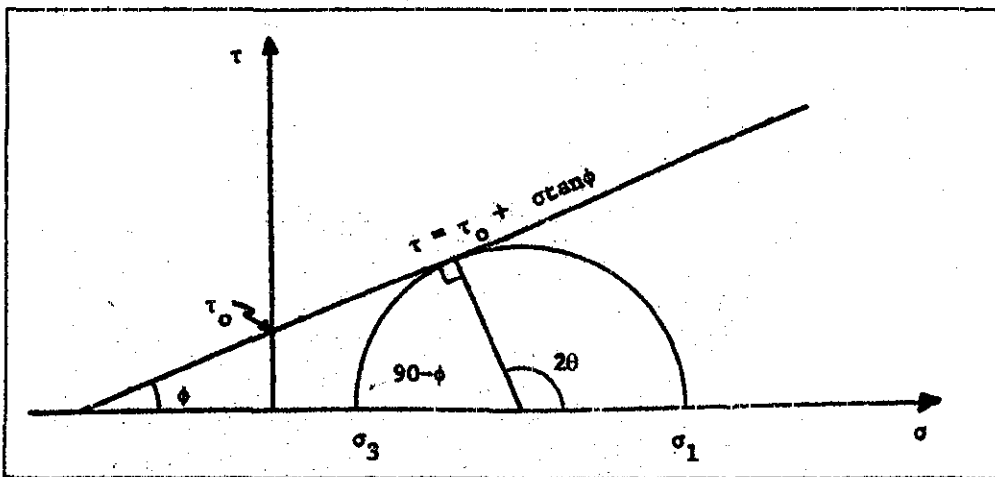


FIGURA B-2: Círculo de Mohr con el plano de falla.

El criterio nos identifica el plano de falla, y la recta tangente que pasa por el círculo de Mohr representado por los esfuerzos máximo ( $\sigma_1$ ) y mínimo ( $\sigma_3$ )

$$|\tau| = \tau_o + \mu \sigma_n$$

TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN

$$(3.5) \quad \text{A-25}$$

Donde :  $\tau$  es el esfuerzo de corte.

$\tau_o$  Resistencia inherente al corte del material o Cohesión, más adelante tendrá la notación  $S_o$ .

$\mu$  Coeficiente de fricción interna.

$\sigma$  Esfuerzo normal al plano.

El coeficiente de fricción interna puede expresarse en función al ángulo de fricción interna:

$$\mu = \tan \phi \quad (3.6) \quad A-26$$

En la figura B2 se puede ver claramente que la relación que existe entre ángulo de falla y ángulo de fricción interna:

$$\theta = \frac{\pi}{4} + \frac{\phi}{2} \quad A-27$$

Reemplazando en la ecuación A-16 y A-20 se obtienen las siguientes ecuaciones:

$$\sigma_n = \left[ \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} \right] + \left[ \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \right] \cos\left(\phi + \frac{\pi}{2}\right) \quad A-28$$

$$\tau = \left[ \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \right] \operatorname{sen}\left(\phi + \frac{\pi}{2}\right) \quad A-29$$

Como :  $\cos\left(\phi + \frac{\pi}{2}\right) = -\operatorname{sen}\phi$  y  $\operatorname{sen}\left(\phi + \frac{\pi}{2}\right) = \cos\phi$

Da como resultado:

$$\sigma_n = \left[ \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} \right] - \left[ \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \right] \operatorname{sen}\phi \quad A-30$$

$$\tau = \left[ \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \right] \cos\phi \quad A-31$$

Reemplazando A-30 y A-31 en A-25 se tiene:

$$\left[ \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \right] \cos\phi = S_o + \tan\phi \left[ \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} - \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \operatorname{sen}\phi \right] \quad A-32$$

$$\left[ \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \right] \cos^2\phi = S_o \cos\phi + \operatorname{sen}\phi \left[ \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} - \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \operatorname{sen}\phi \right] \quad A-33$$

$$(\sigma_1 - \sigma_3)(\cos^2\phi + \operatorname{sen}^2\phi) = 2S_o \cos\phi + (\sigma_1 + \sigma_3)\operatorname{sen}\phi \quad A-34$$

$$\sigma_1(1 - \operatorname{sen}\phi) = 2S_o \cos\phi + \sigma_3(1 + \operatorname{sen}\phi) \quad A-35$$

$$\sigma_1 = 2S_o \left[ \frac{\cos \phi}{1 - \operatorname{sen} \phi} \right] + \sigma_3 \left[ \frac{1 + \operatorname{sen} \phi}{1 - \operatorname{sen} \phi} \right] \quad (3.10) \text{ A-36}$$

La expresión A-36 constituye el criterio de Mohr para que exista una falla en roca seca en función a los esfuerzos principales máximos y mínimos, a la cohesión y al ángulo de fricción interna.

Si se desea estudiar el criterio de falla en una roca poroelástica, es decir que tenga una presión poro, los esfuerzos principales se convierten en esfuerzos principales efectivos, por lo que la ecuación A-36 se convierte en la siguiente expresión, suponiendo un coeficiente de poroelasticidad de Biot igual a la unidad:

$$\sigma_1 - P_p = 2S_o \left[ \frac{\cos \phi}{1 - \operatorname{sen} \phi} \right] + (\sigma_3 - P_p) \left[ \frac{1 + \operatorname{sen} \phi}{1 - \operatorname{sen} \phi} \right] \quad \text{A-36}$$

Despejando el esfuerzo principal mínimo:

$$\sigma_3 = \sigma_1 \left[ \frac{1 - \operatorname{sen} \phi}{1 + \operatorname{sen} \phi} \right] - 2S_o \left[ \frac{\cos \phi}{1 + \operatorname{sen} \phi} \right] + P_p \left[ 1 - \frac{1 - \operatorname{sen} \phi}{1 + \operatorname{sen} \phi} \right] \quad \text{A-37}$$

$$\sigma_3 = \sigma_1 \left[ \frac{1 - \operatorname{sen} \phi}{1 + \operatorname{sen} \phi} \right] - 2S_o \left[ \frac{\cos \phi}{1 + \operatorname{sen} \phi} \right] + \frac{2P_p \operatorname{sen} \phi}{1 + \operatorname{sen} \phi} \quad \text{A-38}$$

Si operamos en el segundo miembro de la derecha:

$$\sigma_3 = \sigma_1 \left[ \frac{1 - \operatorname{sen} \phi}{1 + \operatorname{sen} \phi} \right] - 2S_o \left[ \frac{\cos \phi}{1 - \operatorname{sen} \phi} \right] \left[ \frac{1 - \operatorname{sen} \phi}{1 + \operatorname{sen} \phi} \right] + \frac{2P_p \operatorname{sen} \phi}{1 + \operatorname{sen} \phi} \quad \text{A-39}$$

Tomando la notación de mecánica de suelos :

- Coeficiente Activo de la tierra :  $K_a = \frac{1 - \operatorname{sen} \phi}{1 + \operatorname{sen} \phi}$
- Coeficiente Pasivo de la tierra :  $K_p = \frac{1 + \operatorname{sen} \phi}{1 - \operatorname{sen} \phi}$
- Cada coeficiente es el inverso del otro :  $K_a = \frac{1}{K_p}$
- Esfuerzo Uniaxial a la Compresión :  $UCS = 2S_o \left( \frac{\cos \phi}{1 - \operatorname{sen} \phi} \right)$
- $1 - K_a = 1 - \frac{1 - \operatorname{sen} \phi}{1 + \operatorname{sen} \phi} = \frac{1 + \operatorname{sen} \phi - 1 + \operatorname{sen} \phi}{1 + \operatorname{sen} \phi} = \frac{2 \operatorname{sen} \phi}{1 + \operatorname{sen} \phi}$

Reemplazando en A-39:

$$\sigma_3 = \sigma_1 K_a + P_p (1 - K_a) - UCS K_a \quad (3.12) \text{ A-40}$$

$$\sigma_3 = \sigma_1 \left( \frac{1}{K_p} \right) + P_p \left( \frac{K_p - 1}{K_p} \right) - \frac{UCS}{K_p} \quad (3.13) \text{ A-41}$$

### Falla Normal

#### Obtención del esfuerzo horizontal máximo

Suposiciones:

- Se supone que existe deformación plana, es decir sólo en los ejes de  $\sigma_v$  y  $\sigma_h$ .
- Deformación en  $\varepsilon_y = 0$

De la ecuación A-2

$$E\varepsilon_y = \sigma_y - \nu(\sigma_x + \sigma_z) - (1 - 2\nu)\alpha P_p \quad \text{A-2}$$

Se hace cero el segundo miembro y se cambia:  $\sigma_y = \sigma_H$ ,  $\sigma_x = \sigma_h$  y  $\sigma_z = \sigma_v$ .

$$0 = \sigma_H - \nu(\sigma_h + \sigma_v) - (1 - 2\nu)\alpha P_p \quad \text{A-42}$$

Se toma en cuenta la ecuación (3.15) obtenida en el capítulo 3 que relaciona el esfuerzo principal mínimo (esfuerzo horizontal) con el esfuerzo principal máximo (esfuerzo vertical) para falla normal:

$$\frac{\sigma_h}{\sigma_v} = K_a + \frac{P_p}{\sigma_v} (1 - K_a) - \frac{UCS K_a}{\sigma_v} \quad (3.15) \text{ A-43}$$

Normalizando la ecuación A-42 con respecto al esfuerzo vertical, y suponiendo  $\alpha=1$ :

$$0 = \frac{\sigma_H}{\sigma_v} - \nu \left( \frac{\sigma_h}{\sigma_v} + 1 \right) - (1 - 2\nu) \frac{P_p}{\sigma_v} \quad \text{A-44}$$

Reemplazando A-43 en A-44:

$$0 = \frac{\sigma_H}{\sigma_v} - \nu \left( K_a + \frac{P_p}{\sigma_v} (1 - K_a) - \frac{UCS K_a}{\sigma_v} + 1 \right) - (1 - 2\nu) \frac{P_p}{\sigma_v} \quad \text{A-45}$$

Ordenando la expresión:

$$\frac{\sigma_H}{\sigma_v} = \nu(K_a + 1) + \frac{P_p}{\sigma_v} [\nu(1 + K_a) + 1 - 2\nu] - \nu \frac{UCS K_a}{\sigma_v} \quad \text{A-46}$$

$$\frac{\sigma_H}{\sigma_v} = \nu(1 + K_a) + \frac{P_p}{\sigma_v} [1 - \nu(1 + K_a)] - \nu \frac{UCS K_a}{\sigma_v} \quad (3.16) \text{ A-47}$$

### Falla Inversa



### Obtención del esfuerzo horizontal mínimo

Suposiciones:

- Se supone que existe deformación plana, es decir sólo en los ejes de  $\sigma_v$  y  $\sigma_H$ .
- Deformación en  $\epsilon_x = 0$

De la ecuación A-1

$$0 = \sigma_x - \nu(\sigma_y + \sigma_z) - (1 - 2\nu)\alpha P_p \quad \text{A-48}$$

Cambiando  $\sigma_y = \sigma_H$ ,  $\sigma_x = \sigma_h$  y  $\sigma_z = \sigma_v$

$$0 = \frac{\sigma_h}{\sigma_v} - \nu \left( \frac{\sigma_H}{\sigma_v} + 1 \right) - (1 - 2\nu) \frac{P_p}{\sigma_v} \quad \text{A-49}$$

Tomando en cuenta la ecuación (3.21) del capítulo 3:

$$\frac{\sigma_H}{\sigma_v} = K_p + \frac{P_p}{\sigma_v} (1 - K_p) + \frac{UCS}{\sigma_v} \quad (3.21) \text{ A-50}$$

Reemplazando A-50 en A-49

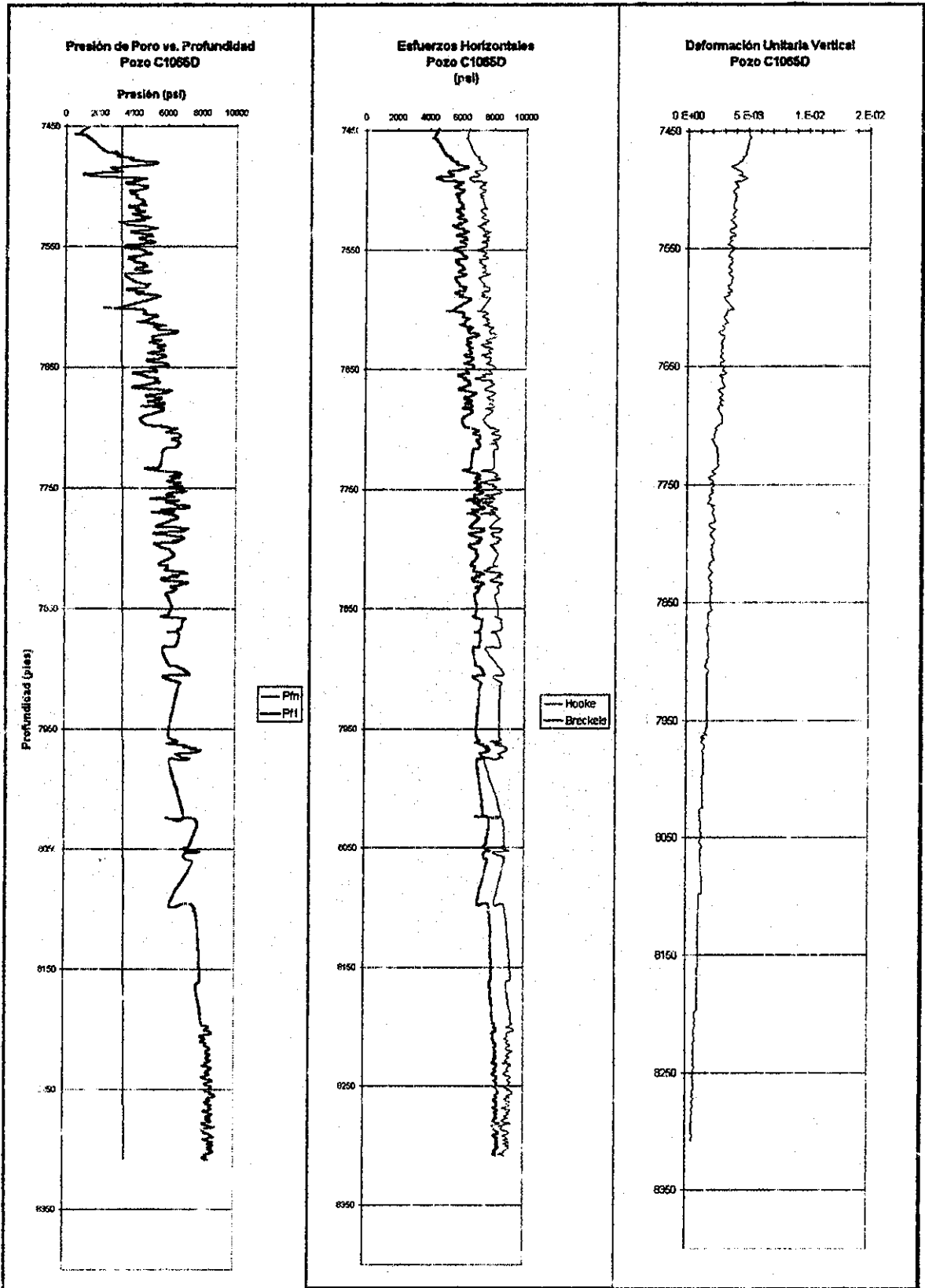
$$0 = \frac{\sigma_h}{\sigma_v} - \nu \left( K_p + \frac{P_p}{\sigma_v} (1 - K_p) + \frac{UCS}{\sigma_v} + 1 \right) - (1 - 2\nu) \frac{P_p}{\sigma_v} \quad \text{A-51}$$

Despejando el esfuerzo horizontal mínimo normalizado y reordenando como se hizo para la falla normal, se obtiene la relación:

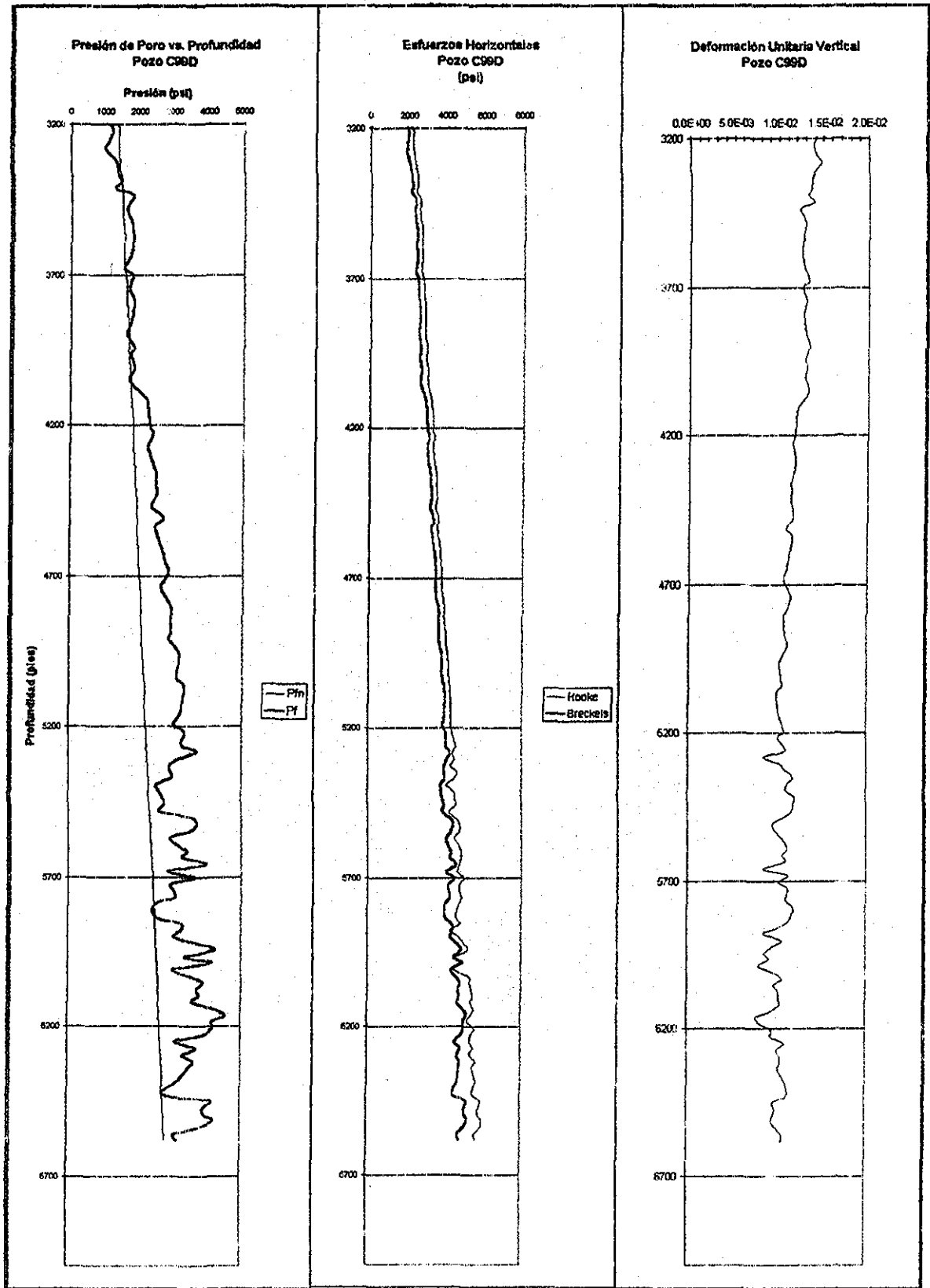
$$\frac{\sigma_h}{\sigma_v} = \nu(1 + K_p) + \frac{P_p}{\sigma_v} [1 - \nu(1 + K_p)] - \nu \frac{UCS}{\sigma_v} \quad (3.22) \text{ A-52}$$

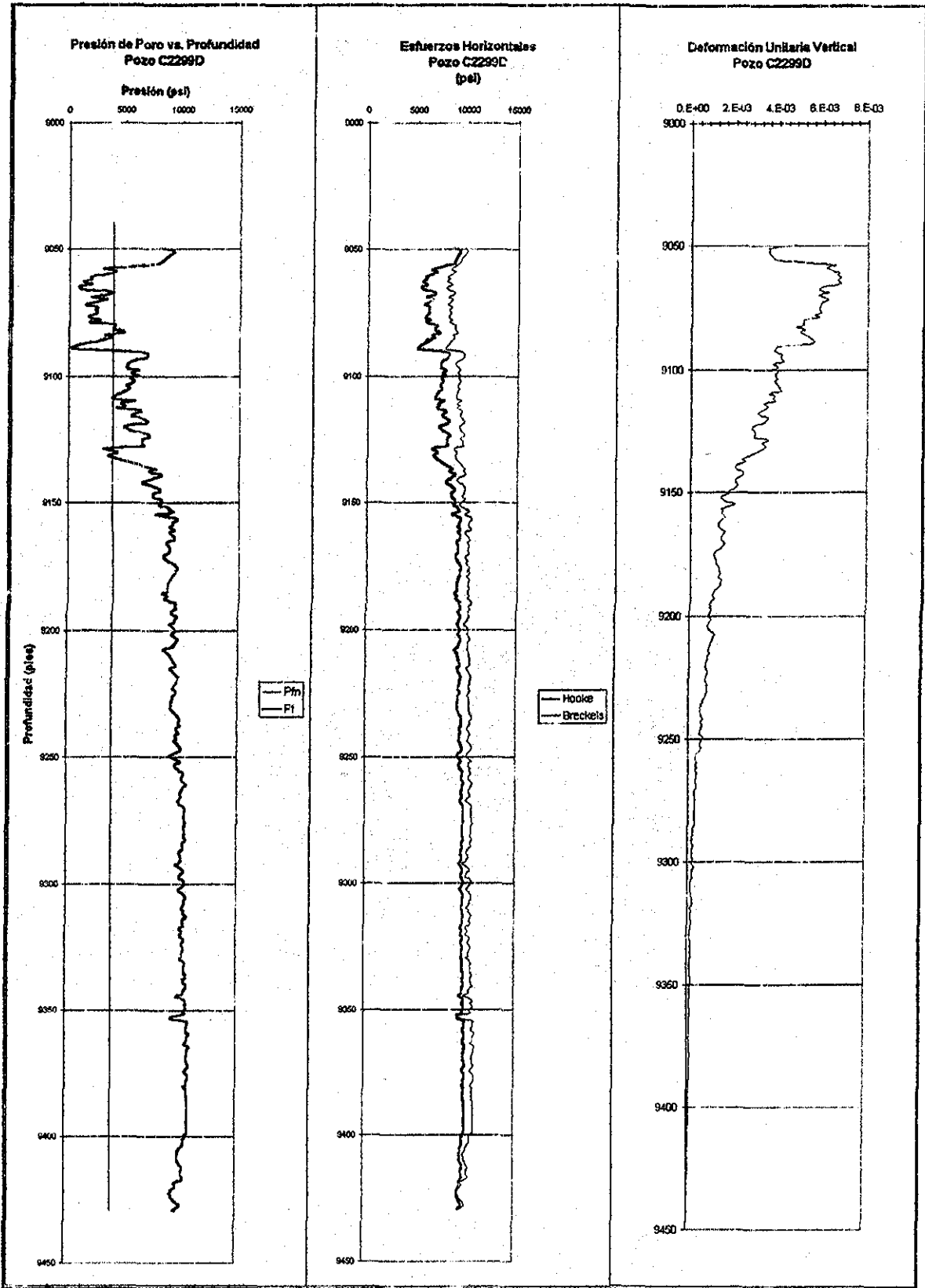
### ANEXO B

#### Obtención de esfuerzos horizontales por dos métodos

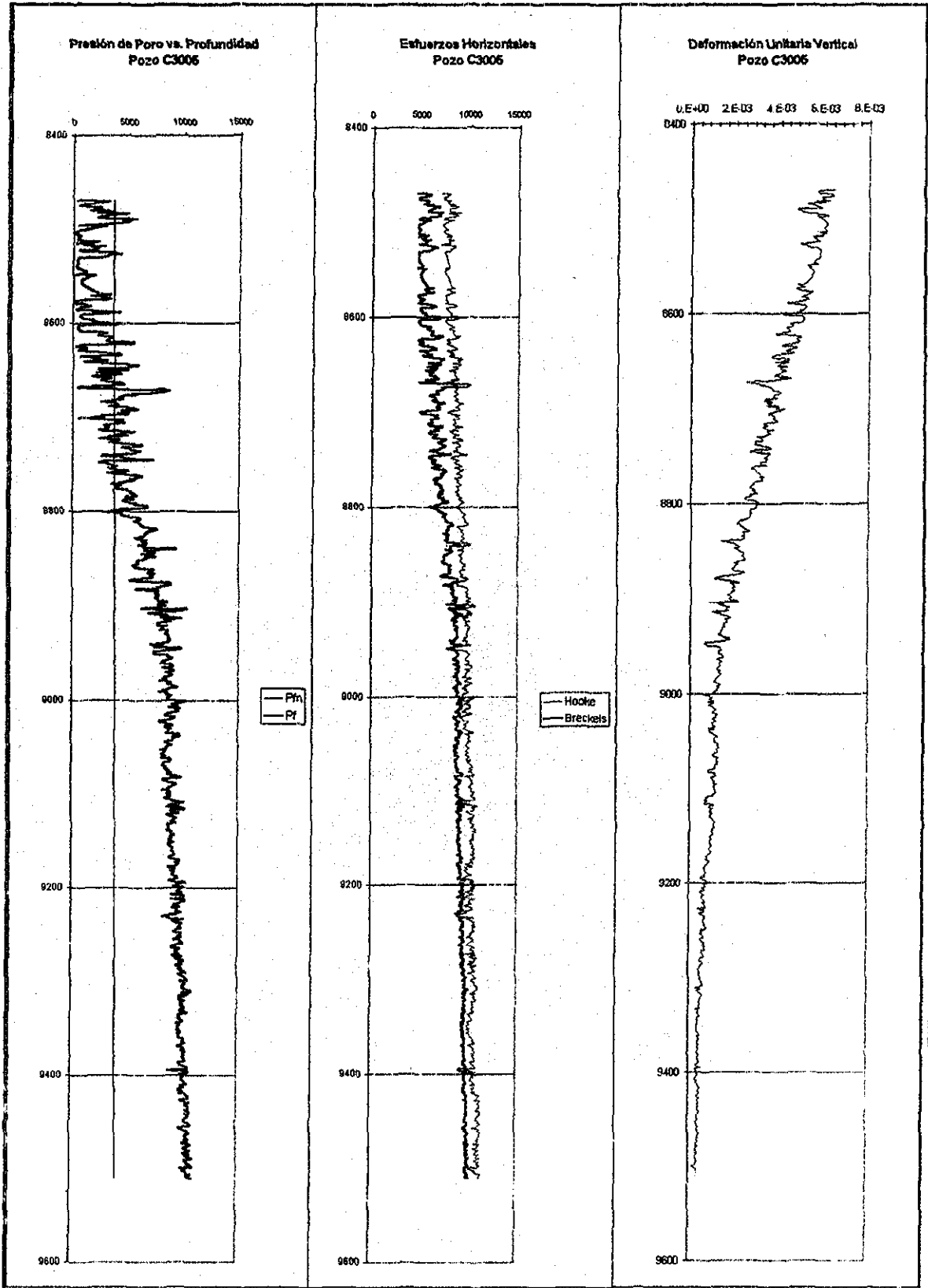


TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN

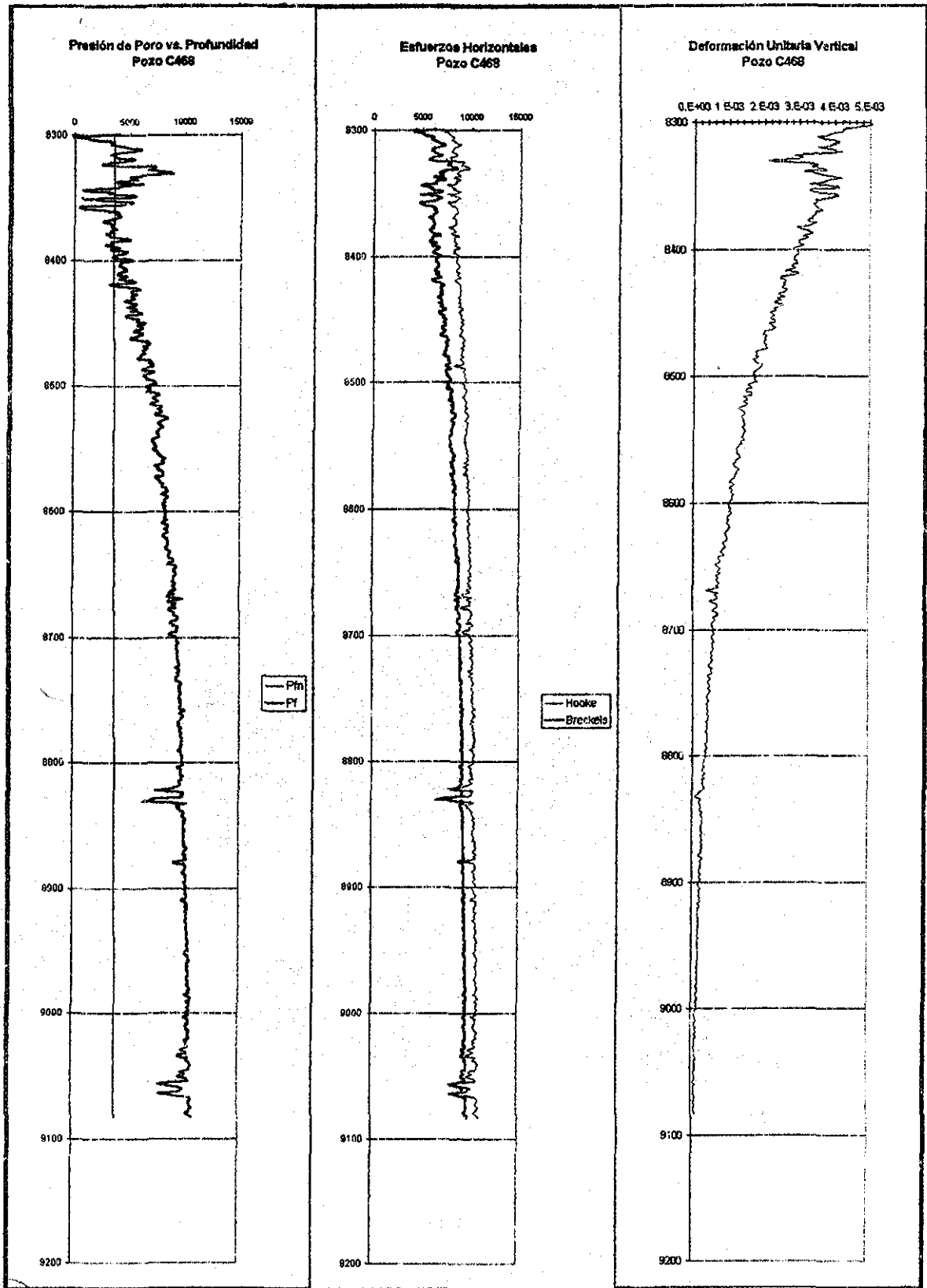


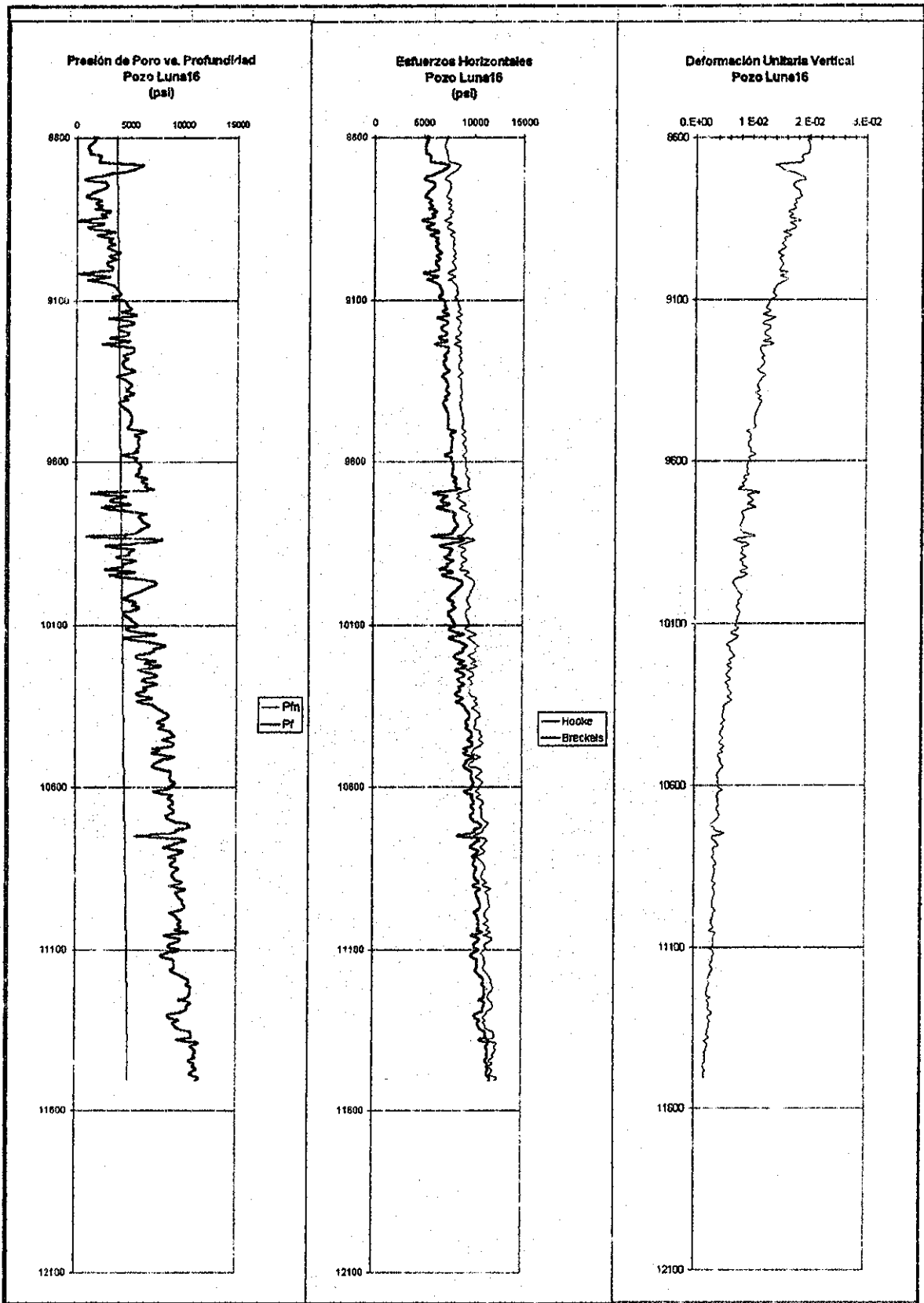


TESIS CON FALLA DE ORIGEN

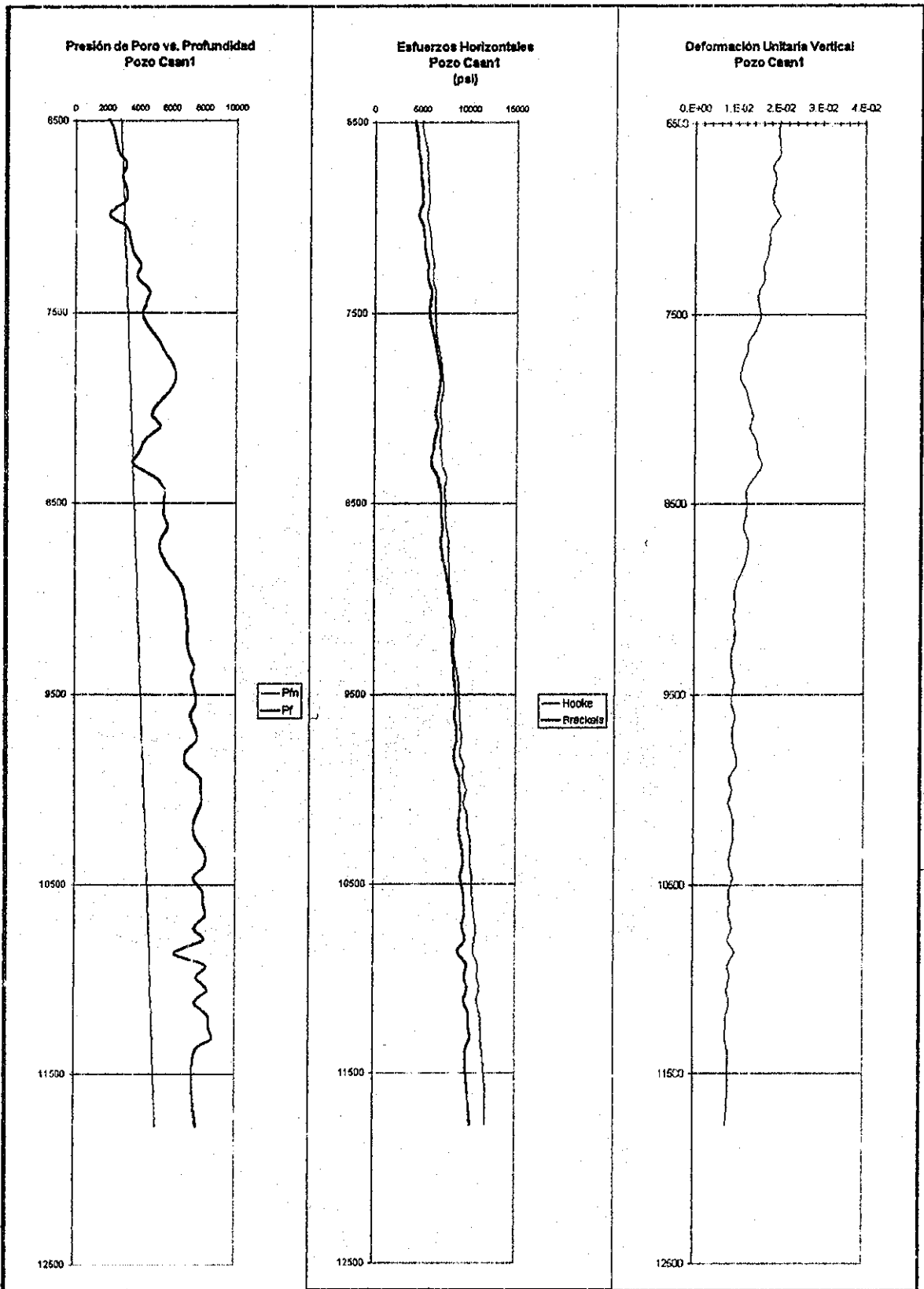


TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN



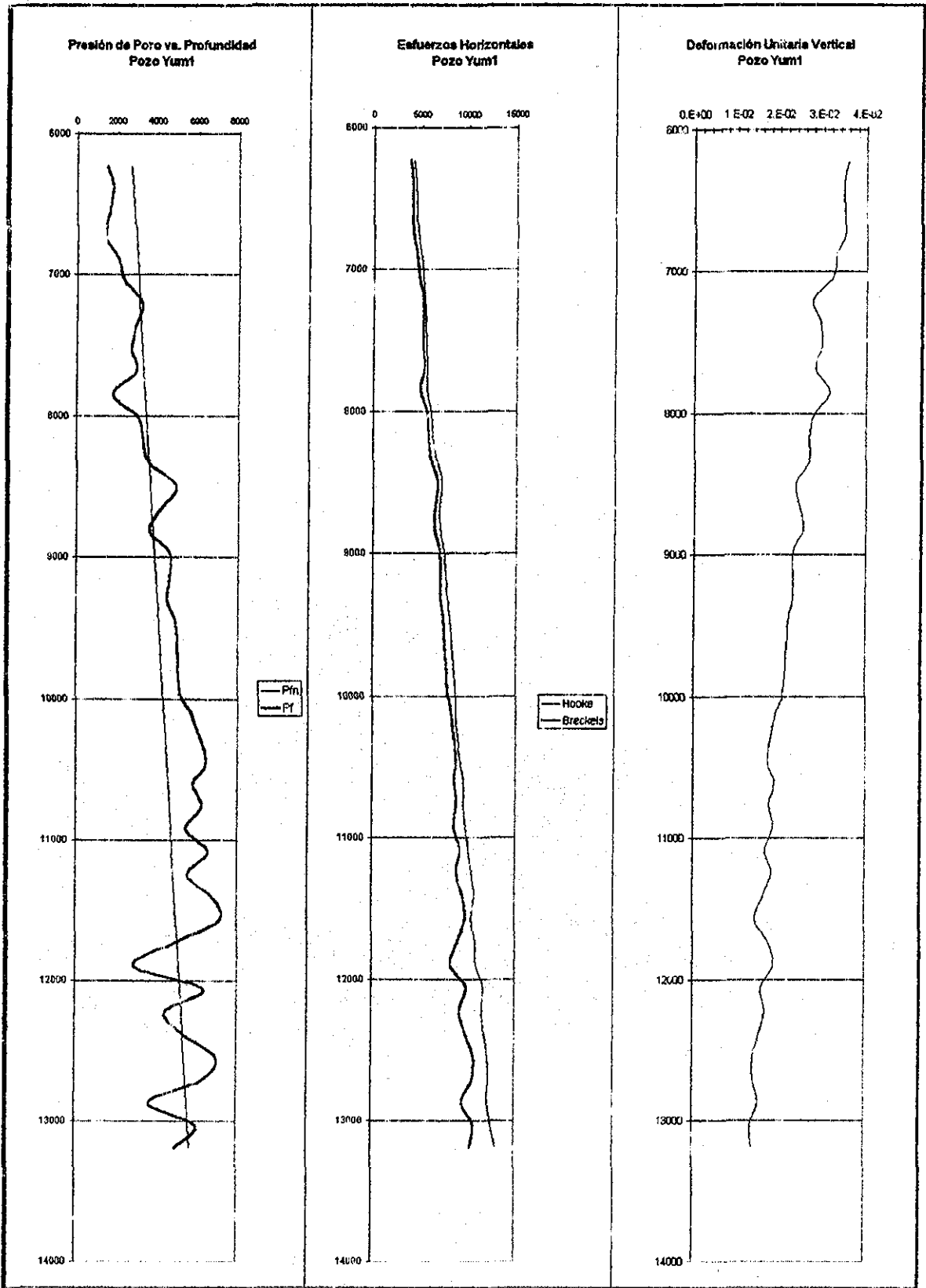


TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN

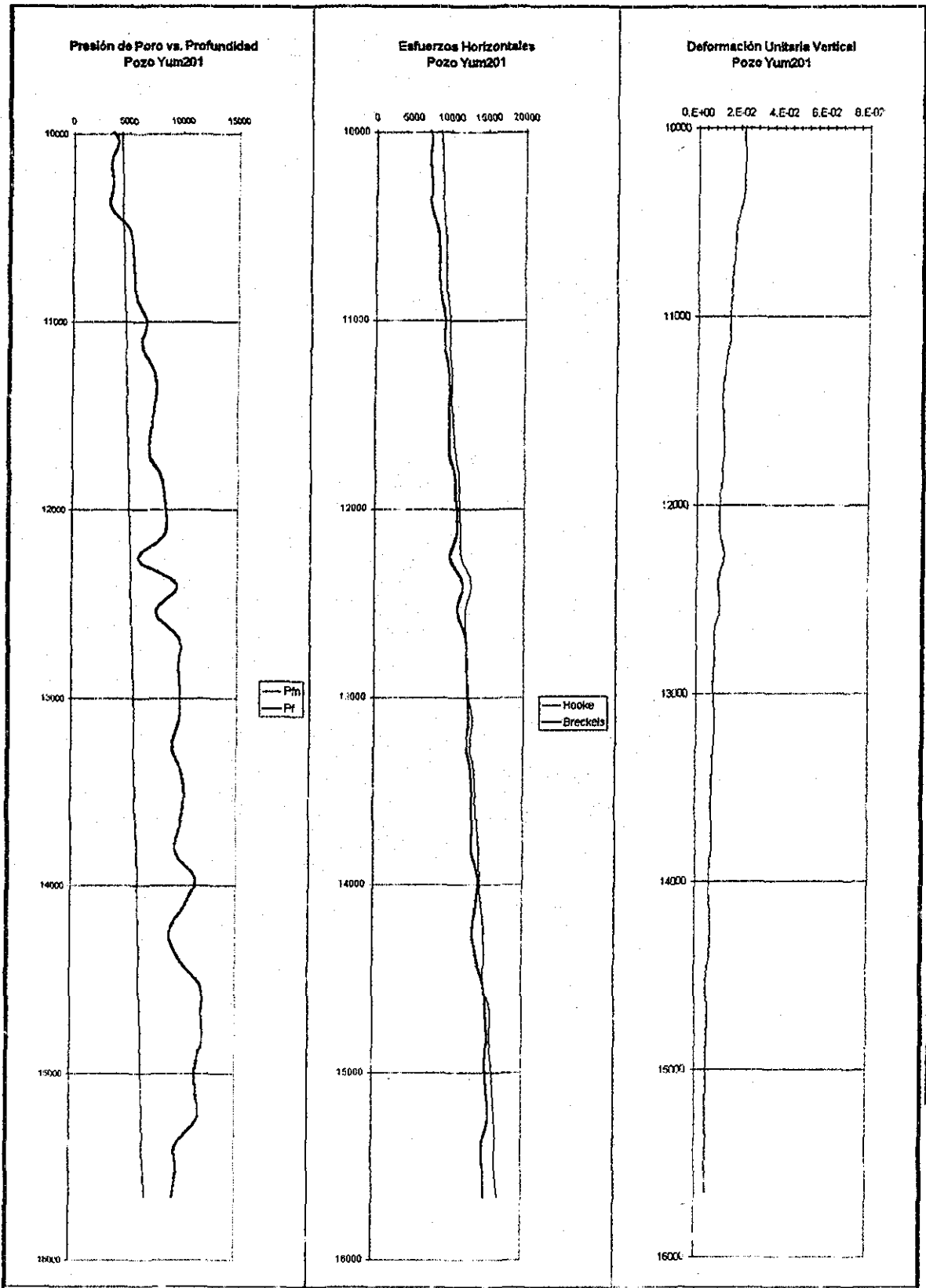


TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN





TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN



TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN

**Programa elaborado en Matlab para realizar el análisis de sensibilidad de la distribución de los esfuerzos originada por fallas**

**ARCHIVO DE ENTRADA DE DATOS**

%Unidades: U=1 (psi, pie); U=2 (MPa, m)

%PROPIEDADES DE LA ROCA

%nu=poisson; zo=posición vertical inicial (m); zi= incremento vertical (m)

%zmax= posición vertical máxima (m); gsob= gradiente de sobrecarga (psi/pie)

%ta= tirante de agua (m)

%gam= gradiente agua marina (psi/pie)

%DATOS DE LA FALLA

%pos= posición de la falla ( pos=1 si /), (pos=2 si \)

%yl=profundidad de inicio de falla (m)

%alfa=Angulo de falla:entre el plano de falla y la horizontal o entre el esfuerzo

%principal máximo y la normal al plano de falla (grados)

%den= densidad de la formación (gr/cc)

%H = altura del bloque fallado (m)

%tipo= Tipo de falla: normal (tipo=1, 45-75°), inversa (tipo=2, 45-75°)

%xo=posición horizontal a partir del extremo superior o inferior de la falla (m)

%xin=incremento de distancia horizontal para el análisis (m)

%n=número de divisiones sobre el plano de falla para el análisis

%d=posición vertical de la fuerza sobre la falla (m)

%mu= coeficiente de fricción

%Datos de fallas Kab

%FALLA 1

%U=2; nu=0.31; zo=40; zi=150; zmax=10000; gsc=1; ta=40; gam=0.476;  
%pos=2; yl=3700; alfa=71; den=2.6; H=2250; tipo=1; xo=25; xin=300; n=10;

%U=2; nu=0.31; zo=3000; zi=50; zmax=7000; gsc=1; ta=40; gam=0.476;  
%pos=2; yl=3700; alfa=71; den=2.6; H=2250; tipo=1; xo=50; xin=500; n=10;

%FALLA 2

%U=2; nu=0.31; zo=40; zi=10; zmax=10000; gsc=1; ta=40; gam=0.476;  
%pos=1; yl=2700; alfa=57; den=2.6; H=4000; tipo=2; xo=25; xin=400; n=10;

%U=2; nu=0.31; zo=2000; zi=50; zmax=7000; gsc=1; ta=40; gam=0.476;  
%pos=1; yl=2700; alfa=57; den=2.6; H=4000; tipo=2; xo=50; xin=400; n=10;

%FALLA 3

%U=2; nu=0.31; zo=100; zi=50; zmax=10000; gsc=1; ta=40; gam=0.476;  
%pos=1; yl=2700; alfa=68; den=2.6; H=4187; tipo=1; xo=25; xin=200; n=10;

TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN

```
%U=2; nu=0.31; zo=2000; zi=50; zmax=7000; gsc=1; ta=40; gam=0.476;
%pos=1; y1=2700; alfa=68; den=2.6; H=4187; tipo=1; xo=50;xin=600;n=20;
```

```
%Datos de fallas Caan
```

```
%FALLA 1
```

```
%U=2; nu=0.31; zo=30; zi=50; zmax=5000; gsc=1; ta=30; gam=0.476;
%pos=2; y1=3405; alfa=87; den=2.6; H=536; tipo=2; xo=20;xin=200;n=10;
```

```
%U=2; nu=0.31; zo=3000; zi=5; zmax=5000; gsc=1; ta=30; gam=0.476;
%pos=2; y1=3405; alfa=87; den=2.6; H=536; tipo=2; xo=50;xin=400;n=10;
%UCS=9000; gpfn=0.433;
```

```
%FALLA 2
```

```
%U=2; nu=0.31; zo=3000; zi=5; zmax=5000; gsc=1; ta=30; gam=0.476;
%pos=2; y1=3405; alfa=60; den=2.6; H=595; tipo=1; xo=20;xin=200;n=10;
```

```
%FALLA 3
```

```
%U=2; nu=0.31; zo=300; zi=50; zmax=5000; gsc=1; ta=30; gam=0.476;
%pos=1; y1=3500; alfa=69; den=2.6; H=500; tipo=1; xo=20;xin=200;n=10;
```

```
%FALLA DE PRUEBA
```

```
U=2; nu=0.31; zo=10; zi=50; zmax=10000; gsc=0.997; ta=0; gam=0.0;
pos=1; y1=3500; alfa=60; den=2.6; H=1000; tipo=2; xo=20; xin=600; n=20;
```

## PROGRAMA PRINCIPAL

```
%ESFUERZOS EN EL SUBSUELO
```

```
%Carga Lineal Vertical y Horizontal /unidad de longitud
clear,clc
```

```
%lectura de datos
datos
```

```
phi=(2*alfa-90);
phil=(180/pi)*atan((sin (2*alfa*pi/180)*sin(phi*pi/180))/(1-
cos(2*alfa*pi/180)*sin (phi*pi/180)));
mu=tan(phil*pi/180);
m=(1-nu)/nu;
```

```
if tipo==1
    f=(1-sin(phil*pi/180))/(1+sin(phil*pi/180));
else
    f=(1+sin(phil*pi/180))/(1-sin(phil*pi/180));
end
```

```
if U==1
    a=6.894757e3;b=(1/.3048);
else
```

<p><b>TESIS CON FALLA DE ORIGEN</b></p>
---

```

a=1e6;b=1;
end
hi=H/n;
xi=hi/tan(alfa*pi/180);

for i=1:1:n+1
    h(i)=hi*(i-1);
end

for i=1:1:n
    %p= carga lineal vertical
    p(i)=0.5*den*1000*9.81*(h(i+1)^2-h(i)^2)*(1/tan(alfa*pi/180));
    %q= carga lineal horizontal
    q(i)=0.5*f*den*1000*9.81*(h(i+1)^2-h(i)^2);
end

if tipo==1
    q=-q;
else
    p=-p;
end

%Posición horizontal

for k=1:1:3
    xa=xo+(k-1)*xin;

for j=1:1:n
    i=1;
    d=y1+hi*(0.5+(j-1));
    x=xa+xi*(0.5+(j-1));

%SIMULACIÓN

%Variando profundidad
for z=z0:zi:zmax
    r1=sqrt((z-d)^2+x^2);
    r2=sqrt((z+d)^2+x^2);

%EFFECTO CARGA LINEAL VERTICAL
%Esfuerzo vertical
SZV(i)=(p(j)/pi)*((m+1)/(2*m))*(((z-
d)^3/r1^4)+((z+d)*((z+d)^2+2*d*z)/r2^4)-(8*d*z*(d+z)*x^2/r2^6))+((m-
1)/(4*m))*(((z-d)/r1^2)+((3*z+d)/r2^2)-(4*z*x^2/r2^4)));
ASZV(i,j)=SZV(i);
GSC(i)=(22620.59*(ta*gam+(z-ta)*gsc));
%Esfuerzo horizontal
SXV(i)=(p(j)/pi)*((m+1)/(2*m))*(((z-
d)*x^2/r1^4)+(((z+d)*(x^2+2*d^2)-
2*d*x^2)/r2^4)+(8*d*z*(d+z)*x^2/r2^6))+((m-1)/(4*m))*(((d-
z)/r1^2)+((z+3*d)/r2^2)+(4*z*x^2/r2^4)));
ASXV(i,j)=SXV(i);
EP(i)=(1/m)*GSC(i);
%Esfuerzo de corte

```

<p style="text-align: center;">TESIS CON FALLA DE ORIGEN</p>
--

```

    TXZV(i)=(p(j)*x/pi)*(((m+1)/(2*m))*((z-d)^2/r1^4)+((z^2-2*d*z-
d^2)/r2^4)+(8*d*z*(d+z)^2/r2^6))+((m-1)/(4*m))*((r1^2)^-1-(r2^2)^-
1+(4*z*(d+z)/r2^4));
    ATXZV(i,j)=TXZV(i);
    %EFECTO CARGA LINEAL HORIZONTAL
    %Esfuerzo vertical
    SZH(i)=(q(j)*x/pi)*(((m+1)/(2*m))*((z-d)^2/r1^4)-((d^2-
z^2+6*d*z)/r2^4)+(8*d*z*x^2/r2^6))-((m-1)/(4*m))*((r1^2)^-1-(r2^2)^-1-
(4*z*(d+z)/r2^4));
    ASZH(i,j)=SZH(i);
    %Esfuerzo horizontal

    SXH(i)=(q(j)*x/pi)*(((m+1)/(2*m))*((x^2/r1^4)+((x^2+8*d*z+6*d^2)/r2^4)
+(8*d*z*(d+z)^2/r2^6))+((m-1)/(4*m))*((r1^2)^-1+(3/r2^2)-
(4*z*(d+z)/r2^4));
    ASXH(i,j)=SXH(i);
    %Esfuerzo de corte
    TXZH(i)=(q(j)/pi)*(((m+1)/(2*m))*((z-
d)*x^2/r1^4)+((2*d*z*x^2)*(d+z)/r2^4)-(8*d*z*(d+z)*x^2/r2^6))+((m-
1)/(4*m))*(((z-d)/r1^2)+((3*z+d)/r2^2)-(4*z*(d+z)^2/r2^4));
    ATXZH(i,j)=TXZH(i);
    %Cálculo de Esfuerzos Principales debido a carga horizontal lineal
    SP1(i)=((SXV(i)+SXH(i))+(SZV(i)+SZH(i)))/2 +
sqrt(((SXV(i)+SXH(i))-(SZV(i)+SZH(i)))/2)^2+(TXZV(i)+TXZH(i))^2);
    ASP1(i,j)=SP1(i);
    SP3(i)=((SXV(i)+SXH(i))+(SZV(i)+SZH(i)))/2 -
sqrt(((SXV(i)+SXH(i))-(SZV(i)+SZH(i)))/2)^2+(TXZV(i)+TXZH(i))^2);
    ASP3(i,j)=SP3(i);
    Z(i)=z;
    i=i+1;
    ii=i;
end

%corresponde a j
end

for i=1:1:ii-1
    szv=0;
    szh=0;
    sxv=0;
    sxh=0;
    txzv=0;
    txzh=0;
    sp1=0;
    sp3=0;
    teta=0;
    rel=0;
    for j=1:1:n
        SZVT(i,k)=ASZV(i,j)+szv;
        szv=SZVT(i,k);
        SZHT(i,k)=ASZH(i,j)+szh;
        szh=SZHT(i,k);
        SXVT(i,k)=ASXV(i,j)+sxv;
        sxv=SXVT(i,k);
        SXHT(i,k)=ASXH(i,j)+sxh;
        sxh=SXHT(i,k);
        TXZVT(i,k)=ATXZV(i,j)+txzv;

```

**TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN**

```

    txzv=TXZVT(i,k);
    TXZH(i,k)=ATXZH(i,j)+txzh;
    txzh=TXZH(i,k);
    SP1T(i,k)=ASP1(i,j)+sp1;
    sp1=SP1T(i,k);
    SP3T(i,k)=ASP3(i,j)+sp3;
    sp3=SP3T(i,k);
end
end
for i=1:1:ii-1
    SZVT(i,k)=SZVT(i,k)+GSC(i);
    SXVT(i,k)=SXVT(i,k)+EP(i);
    SP1T(i,k)=SP1T(i,k)+GSC(i);
    SP3T(i,k)=SP3T(i,k)+EP(i);
    TETA(i,k)=
0.5*atan(2*(TXZVT(i,k)+TXZH(i,k))/((SXVT(i,k)+SXHT(i,k))-
(SZVT(i,k)+SZHT(i,k)))*(180/pi);
    REL(i,k)=(SXHT(i,k)+SXVT(i,k))/(SZHT(i,k)+SZVT(i,k));
    KAV2(i)=(1500/Z(i))+0.5;
    KAV1(i)=(100/Z(i))+0.3;
    SSF(i)=1/m;
end
grafica2
%corresponde a k
end

```

### SUBROUTINA DE GRAFICACIÓN

```

figure(xa)
subplot(2,2,1)
plot(GSC/a,-Z*b,(SZVT+SZHT)/a,-Z*b,EP/a,-Z*b,(SXVT+SXHT)/a,-
Z*b,(TXZVT+TXZH)/a,-Z*b)
Title('(a) Variación de Esfuerzos')
if U==1
    Xlabel('Esfuerzo (psi)')
    Ylabel('Profundidad del punto(pies)')
else
    Xlabel('Esfuerzo (MPa)')
    Ylabel('Profundidad del punto(m)')
end
end

subplot(2,2,2)
plot(GSC/a,-Z*b,SP1T/a,-Z*b,EP/a,-Z*b,SP3T/a,-Z*b)

Title('(b) Esfuerzos Principales')
if U==1
    Xlabel('Esfuerzo Principal (psi)')
    Ylabel('Profundidad del punto(pies)')
else
    Xlabel('Esfuerzo (MPa)')
    Ylabel('Profundidad del punto(m)')
end
end

subplot(2,2,3)
plot(TETA,-Z*b)
Title('(c) Angulo Plano Principal')

```

<p><b>TESIS CON FALLA DE ORIGEN</b></p>
---

```

Xlabel('Angulo Plano Principal(grados)')
if U==1
    Ylabel('Profundidad del punto(pies)')
else
    Ylabel('Profundidad del punto(m)')
end

subplot(2,2,4)
plot(REL,-Z*b,KAV2,-Z*b,KAV1,-Z*b,SSF,-Z*b)
Title('(d) Relación de Esfuerzos')
Xlabel('Esfuerzo horizontal/Esfuerzo vertical')
if U==1
    Ylabel('Profundidad del punto(pies)')
else
    Ylabel('Profundidad del punto(m)')
end
if zo<=100
axis([0 4 -zmax 0])
end

```

### SUBROUTINA DENSIDAD DE LODO EQUIVALENTE (VENTANA OPERATIVA)

%ESTABILIDAD DEL AGUJERO - CÁLCULO DE DENSIDAD DE LODO

UCS=UCS\*6.894757E3;gpfn=0.433;

kp=(1+sin(phi1\*pi/180))/(1-sin(phi1\*pi/180));

for l=1:l:i

%SIN FALLA

lmine(l,k)=(2\*nu)/((1-nu)\*(1+kp)) - (UCS/(GSC(l)\*(1+kp)));

dllmine(l,k)=lmine(l,k)\*GSC(l)/(6.894757e3\*0.052\*8.33\*Z(l)\*(1/.3048));

lminpo(l,k)=(2\*nu)/((1-nu)\*(1+kp)) - (UCS/(GSC(l)\*(1+kp)))-((1-kp)/(1+kp))\* (gpfn/gsc);

dllminpo(l,k)=lminpo(l,k)\*GSC(l)/(6.894757e3\*0.052\*8.33\*Z(l)\*(1/.3048));

;

lmaxe(l,k)=(2\*nu\*kp)/((1-nu)\*(1+kp)) + (UCS/(GSC(l)\*(1+kp)));

dllmaxe(l,k)=lmaxe(l,k)\*GSC(l)/(6.894757e3\*0.052\*8.33\*Z(l)\*(1/.3048));

lmaxpo(l,k)=(2\*nu\*kp)/((1-nu)\*(1+kp)) + (UCS/(GSC(l)\*(1+kp)))+(1-kp)/(1+kp))\* (gpfn/gsc);

dllmaxpo(l,k)=lmaxpo(l,k)\*GSC(l)/(6.894757e3\*0.052\*8.33\*Z(l)\*(1/.3048));

;

pfn(l)=gpfn/gsc;

dpfn(l)=gsc\*pfn(l)/(0.052\*8.33);

dsc(l)=den;

%CON FALLA

lminfe(l,k)=(3\*REL(l,k)-nu\*(1+REL(l,k)))/(kp+1) - (UCS/(GSC(l)\*(kp+1)));

dllminfe(l,k)=lminfe(l,k)\*GSC(l)/(6.894757e3\*0.052\*8.33\*Z(l)\*(1/.3048));

;

lminfpo(l,k)=(3\*REL(l,k)-nu\*(1+REL(l,k)))/(kp+1) - (UCS/(GSC(l)\*(kp+1)))-((1-kp)/(1+kp))\* (gpfn/gsc);

**TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN**



```

    dlminfpo(1,k)=lminfpo(1,k)*GSC(1)/(6.894757e3*0.052*8.33*Z(1)*(1/.3048
));
    lmaxfe(1,k)=(3*REL(1,k)-nu*(1+REL(1,k)))*kp/(1+kp) + (UCS/(
GSC(1)*(1+kp)));

    dlmaxfe(1,k)=lmaxfe(1,k)*GSC(1)/(6.894757e3*0.052*8.33*Z(1)*(1/.3048)
);
    lmaxfpo(1,k)=(3*REL(1,k)-nu*(1+REL(1,k)))*kp/(1+kp) + (UCS/(
GSC(1)*(1+kp)))+((1-kp)/(1+kp))*(gpfn/gsc);

    dlmaxfpo(1,k)=lmaxfpo(1,k)*GSC(1)/(6.894757e3*0.052*8.33*Z(1)*(1/.3048
));
end

```

```

figure(k)
subplot(2,2,1)
plot(lmine,-Z*b,lminfe,-Z*b,lmaxe,-Z*b,lmaxfe,-Z*b)
Title('Pw/Sv- Formación Elástica')
Ylabel('Profundidad (m)')
%Legend('s/f-', 'c/f-', 's/f+', 'c/f+')
axis([0 1 -zmax -zo])

subplot(2,2,2)
plot(dlmine,-Z*b,dlminfe,-Z*b,dlmaxe,-Z*b,dlmaxfe,-Z*b)
Title('Densidad (gr/cc)- Formación Elástica')
Ylabel('Profundidad (m)')
%Legend('s/f-', 'c/f-', 's/f+', 'c/f+')
axis([0 den -zmax -zo])

subplot(2,2,3)
plot(pfn,-Z*b,lminpo,-Z*b,lminfpo,-Z*b,lmaxpo,-Z*b,lmaxfpo,-Z*b)
Title('Pw/Sv- Formación Poroelástica')
Ylabel('Profundidad (m)')
%Legend('pn', 's/f-', 'c/f-', 's/f+', 'c/f+')
axis([0 1 -zmax -zo])

subplot(2,2,4)
plot(dpfn,-Z*b,dlminpo,-Z*b,dlminfpo,-Z*b,dlmaxpo,-Z*b,dlmaxfpo,-Z*b)
Title('Densidad (gr/cc)- Formación Poroelástica')
Ylabel('Profundidad (m)')
%Legend('pn', 's/f-', 'c/f-', 's/f+', 'c/f+')
axis([0 den -zmax -zo])

```

**TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN**

**ANEXO C**

**Esfuerzos alrededor de un pozo en una formación elástica**

**ESFUERZOS ALREDEDOR DEL AGUJERO. SOLUCIÓN GENERAL ELÁSTICA LINEAL.**

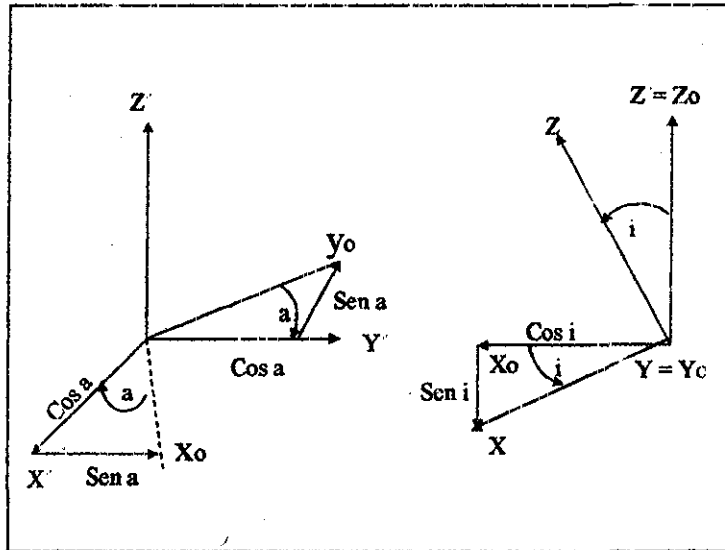


Figura No. C-1 Sistema de transformación

Los cosenos directores se relacionan con los ángulos  $\alpha$  e  $i$  como

$$\begin{aligned}
 I_{xx} &= \cos a \cdot \cos i \\
 I_{xy} &= \text{sen } a \cdot \cos i \\
 I_{xz} &= -\text{sen } i \\
 I_{yx} &= -\text{sen } a \\
 I_{yy} &= \cos a \\
 I_{yz} &= 0 \\
 I_{zx} &= \text{sen } i \cdot \cos a \\
 I_{zy} &= \text{sen } a \cdot \text{sen } i \\
 I_{zz} &= \cos i
 \end{aligned}$$

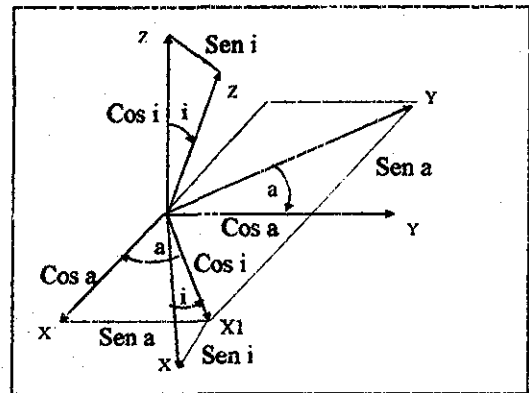


Figura C-2  $(x', y', z') = (\sigma_H, \sigma_v, \sigma_v)$

TESIS CON FALLA DE ORIGEN

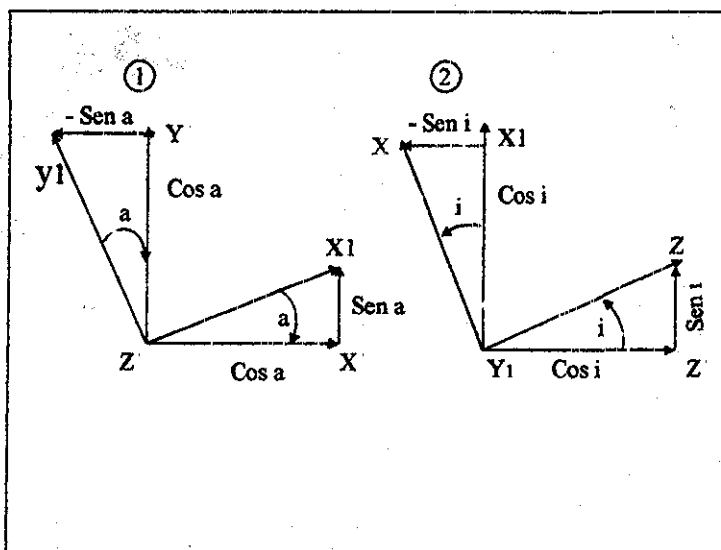


Figura C-3

$$\begin{aligned}
 ex_1 &= \begin{bmatrix} \cos a & \text{sen } a & 0 \\ -\text{sen } a & \cos a & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} & ez &= \begin{bmatrix} \text{sen } i & 0 & \cos i \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \\
 ey_1 &= \begin{bmatrix} -\text{sen } a & \cos a & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} & ex &= \begin{bmatrix} \cos a & 0 & -\text{sen } i \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \\
 ez &= 1 & ey &= 1
 \end{aligned}$$

Tensor de la formación virgen

$$\tau_0 = \begin{bmatrix} \sigma_{xx}^0 & \tau_{xy}^0 & \tau_{xz}^0 \\ \tau_{yx}^0 & \sigma_{yy}^0 & \tau_{yz}^0 \\ \tau_{zx}^0 & \tau_{zy}^0 & \sigma_{zz}^0 \end{bmatrix}$$

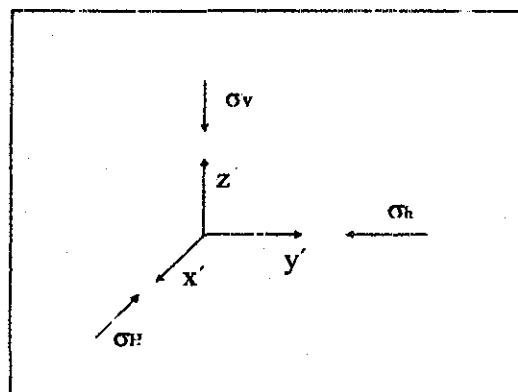


Figura C-4

Expresados en el sistema de coordenadas (x, y, z), los esfuerzos de la formación  $\sigma_H$ ,  $\sigma_v$ , se transforman en:

TESIS CON  
 FALLA DE ORIGEN

$$\begin{aligned}\sigma_{xx}^0 &= I_{xx} I_{xx} \sigma_H + I_{xy} I_{xy} \sigma_h + I_{xz} I_{xz} \sigma_v \\ &= I_{xx}^2 \sigma_H + I_{xy}^2 \sigma_h + I_{xz}^2 \sigma_v\end{aligned}$$

$$\sigma_{xx}^0 = \cos^2 a \cdot \cos^2 i \sigma_H + \sin^2 a \cdot \cos^2 i \sigma_h + \sin^2 i \cdot \sigma_v$$

$$\begin{aligned}\sigma_{yy}^0 &= I_{yx} I_{yx} \sigma_H + I_{yy} I_{yy} \sigma_h + I_{yz} I_{yz} \sigma_v \\ &= I_{yx}^2 \sigma_H + I_{yy}^2 \sigma_h + I_{yz}^2 \sigma_v\end{aligned}$$

$$\sigma_{yy}^0 = \sin^2 a \cdot \sigma_H + \cos^2 \sigma_h + 0 \sigma_v$$

$$\sigma_{zz}^0 = I_{zx}^2 \sigma_H + I_{zy}^2 \sigma_h + I_{zz}^2 \sigma_v$$

$$\sigma_{zz}^0 = \sin^2 i \cdot \cos^2 a \sigma_H + \sin^2 a \cdot \sin^2 i \sigma_h + \cos^2 i \cdot \sigma_v$$

$$\tau_{xy}^0 = I_{xx} I_{yx} \sigma_H + I_{xy} I_{yy} \sigma_h + I_{xz} I_{yz} \sigma_v$$

$$= (\cos a \cdot \cos i)(-\sin a) \sigma_H + (\sin a \cdot \cos i)(\cos a) \sigma_h + (-\sin i)(0) \sigma_v$$

$$\tau_{xy}^0 = -\frac{\sigma_H}{2} \sin 2a \cdot \cos i + \frac{\sigma_h}{2} \sin 2a \cdot \cos i$$

$$\tau_{yz}^0 = I_{yx} I_{xz} \sigma_H + I_{yy} I_{zy} \sigma_h + I_{yz} I_{zz} \sigma_v$$

$$= (-\sin a)(\cos a \cdot \sin i) \sigma_H + (\cos a)(\sin a \cdot \sin i) \sigma_h + 0(\cos i) \sigma_v$$

$$\tau_{yz}^0 = -\frac{\sigma_H}{2} \sin 2a \cdot \sin i + \frac{\sigma_h}{2} \sin 2a \cdot \sin i$$

$$\tau_{zx}^0 = I_{zx} I_{xx} \sigma_H + I_{zy} I_{xy} \sigma_h + I_{zz} I_{xz} \sigma_v$$

$$= (\cos a \cdot \sin i)(\cos a \cdot \cos i) \sigma_H + (\sin a \cdot \sin i)(\sin a \cdot \cos i) \sigma_h + (\cos i)(-\sin i) \sigma_v$$

$$\tau_{zx}^0 = \frac{\sigma_H}{2} \sin 2i \cos^2 a + \frac{\sigma_h}{2} \sin 2i \cdot \sin^2 a - \frac{\sigma_v}{2} \sin 2i$$

TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN

Tomando las ecuaciones de los esfuerzos transformadas a coordenadas cilíndricas:

$$\sigma_r = \sigma_x \cos^2 \theta + \sigma_y \sin^2 \theta + 2\tau_{xy} \sin \theta \cdot \cos \theta \quad \text{C-1}$$

$$\sigma_\theta = \sigma_x \sin^2 \theta + \sigma_y \cos^2 \theta - 2\tau_{xy} \sin \theta \cdot \cos \theta \quad \text{C-2}$$

$$\tau_{r\theta} = (\sigma_y - \sigma_x) \sin \theta \cdot \cos \theta + \tau_{xy} (\cos^2 \theta - \sin^2 \theta) \quad \text{C-3}$$

Podemos llegar a expresiones más simples utilizando variable compleja:

$$\sigma_\theta - \sigma_1 + 2i\tau_{r\theta} = (\sigma_y - \sigma_x + 2i\tau_{xy}) e^{2i\theta}$$

sumando las ecuaciones C-1 y C-2 se obtiene:

$$\sigma_r + \sigma_\theta = \sigma_x (\cos^2 \theta + \sin^2 \theta) + \sigma_y (\cos^2 \theta + \sin^2 \theta)$$

$$\sigma_r + \sigma_\theta = \sigma_x + \sigma_y$$

Sean  $\phi(z)$  y  $\psi(z)$  polinomios de series de potencia en  $z$  o  $z^{-1}$ .

Para regiones que incluyen origen, sólo potencias positivas deben ser usadas.

Para regiones cuyo origen permanece finito mientras que la región de afuera está representada por un círculo, se pueden usar potencias negativas.

Para esfuerzos homogéneos se puede utilizar los polinomios como:

$$\text{Con } \begin{aligned} \phi(z) &= cz & \psi(z) &= dz \\ c &= 1/4(\sigma_1 + \sigma_2) & d &= 1/2((\sigma_2 - \sigma_1)e^{-2i\beta} \end{aligned}$$

Si tomamos el esfuerzo uniaxial  $\sigma_1$  a lo largo de OX tenemos la siguiente simplificación

$$c = 1/4(\sigma_1) \quad d = 1/2(-\sigma_1)$$

Para una región infinita que contiene al agujero, más términos deben ser agregados para representar el efecto del agujero, los que pueden desprejiciarse cuando  $z \rightarrow \infty$

$$\phi(z) = \frac{1}{4}\sigma_1\left(z + \frac{A}{z}\right) \quad \psi(z) = -\frac{1}{2}\sigma_1\left(z + \frac{B}{z} + \frac{C}{z^3}\right)$$

Donde A, B y C son constantes reales

Diferenciando

$$\phi'(z) = \frac{1}{4}\sigma_1\left(1 - \frac{A}{z^2}\right) \quad \psi'(z) = -\frac{1}{2}\sigma_1\left(1 - \frac{B}{z^2} - \frac{3C}{z^4}\right)$$

$$\phi''(z) = \frac{1}{2}\sigma_1\left(\frac{A}{z^3}\right) = \frac{1}{2}\sigma_1\frac{A}{z^3}$$

Con coordenadas polares  $z = re^{i\theta}$

$$z = r(\cos\phi + i\text{sen}\phi) = a + ib$$

Donde:

$$r = \sqrt{a^2 + b^2} \quad \phi = \tan^{-1}\left(\frac{b}{a}\right)$$

$$e^{i\phi} = \cos\phi + i\text{sen}\phi$$

$$e^{-i\phi} = \cos\phi - i\text{sen}\phi = \frac{1}{\cos\phi + i\text{sen}\phi}$$

$$|e^{-i\phi}| = \sqrt{\cos^2\phi + \text{sen}^2\phi} = 1$$

$$\cos\phi = \frac{e^{i\phi} + e^{-i\phi}}{2} \quad \text{sen}\phi = \frac{e^{i\phi} - e^{-i\phi}}{2i}$$

$$\phi'(z) = \frac{1}{4}\sigma_1(1 - Ar^{-2}e^{-2i\theta})$$

$$\begin{aligned}\psi'(z) &= -\frac{1}{2}\sigma_1(1 - Br^{-2}e^{-2i\theta} - 3Cr^{-4}e^{-4i\theta}) \\ \phi''(z) &= \frac{1}{2}\sigma_1 Ar^{-3}e^{-3i\theta}\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}\sigma_r + \sigma_\theta &= \sigma_x + \sigma_y = 2[\phi'(z) + \overline{\phi'(z)}] \\ &= 2\left[\frac{1}{4}\sigma_1(1 - Ar^{-2}e^{-2i\theta}) + \frac{1}{4}\sigma_1(1 - Ar^{-2}e^{+2i\theta})\right] \\ &= \frac{1}{2}\sigma_1(2 - Ar^{-2}e^{-2i\theta} - Ar^{-2}e^{+2i\theta}) \\ &= \sigma_1\left(1 - Ar^{-2}\left(\frac{e^{-2i\theta} + e^{2i\theta}}{2}\right)\right) \\ &= \sigma_1(1 - Ar^{-2}\cos 2\theta)\end{aligned}\tag{C-4}$$

$$\begin{aligned}\sigma_\theta - \sigma_r + 2i\tau_{r\theta} &= (\sigma_y - \sigma_x + 2i\tau_{xy})e^{2i\theta} \\ &= 2[\overline{z}\phi''(z) + \psi'(z)] \quad \text{con } \overline{z} = re^{-i\theta} \\ &= 2\left[\frac{1}{2}\sigma_1 Ar^{-3}e^{-3i\theta} \cdot re^{-i\theta} - \frac{1}{2}\sigma_1(1 - Br^{-2}e^{-2i\theta} - 3Cr^{-4}e^{-4i\theta})\right] \\ &= [re^{-i\theta} Ar^{-3}e^{-3i\theta} - 1 + Br^{-2}e^{-2i\theta} + 3Cr^{-4}e^{-4i\theta}]e^{2i\theta}\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}&\sigma_1 [re^{-4i\theta} Ar^{-3}e^{2i\theta} - e^{2i\theta} + Br^{-2} + 3Cr^{-4}e^{-2i\theta}] \\ &\sigma_1 [raR^{-3}e^{-2i\theta} - e^{2i\theta} + Br^{-2} + 3Cr^{-4}e^{-2i\theta}] \\ &\sigma_1 [Br^{-2} - e^{2i\theta} + (Ar^{-2} + 3Cr^{-4})e^{-2i\theta}] \\ &\sigma_1 [Br^{-2} - (\cos 2\theta + i \text{sen } 2\theta) + (Ar^{-2} + 3Cr^{-4})\cos 2\theta - (Ar^{-2} + 3Cr^{-4})i \text{sen } 2\theta] \\ &\sigma_1 [Br^{-2} - (1 - Ar^{-2} - 3Cr^{-4})\cos 2\theta - (1 + Ar^{-2} + 3Cr^{-4})i \text{sen } 2\theta]\end{aligned}$$

$$\begin{array}{cc}\sigma_\theta - \sigma_r + 2i\tau_{r\theta} \\ \text{real} & \text{imag}\end{array}$$

$$\sigma_\theta - \sigma_r = \sigma_1 [Br^{-2} - (1 - Ar^{-2} - 3Cr^{-4})\cos 2\theta] \tag{C-5}$$

$$\tau_{r\theta} = -\frac{\sigma_1}{2} [1 + Ar^{-2} + 3Cr^{-4}] \text{sen } 2\theta \tag{C-6}$$

restando B-5 de B-6

$$\begin{aligned}&= \sigma_1 [1 - Ar^{-2} \cos 2\theta] - \sigma_1 [Br^{-2} - (1 - Ar^{-2} - 3Cr^{-4})\cos 2\theta] \\ 2\sigma_r &= \sigma_1 [1 - Br^{-2} + (1 - 2Ar^{-2} - 3Cr^{-4})\cos 2\theta]\end{aligned}\tag{C-7}$$

Si no hay esfuerzo en el agujero cuando  $r = R$   
 $\sigma_r = \tau_{r\theta} = 0$

$$0 = \sigma_1 \left[ 1 - Br^{-2} + (1 - 2Ar^{-2} - 3C_r^{-4}) \cos 2\theta \right]$$

$$0 = -\frac{\sigma_1}{2} \left[ 1 + Ar^{-2} + 3C_r^{-4} \right] \sin 2\theta$$

$$1 - Br^{-2} = 0 \quad \text{C-8}$$

$$\text{Sistema } 1 - 2Ar^{-2} - 3C_r^{-4} = 0 \quad \text{C-9}$$

$$1 + Ar^{-2} + 3C_r^{-4} = 0 \quad \text{C-10}$$

Resolviendo el sistema:

$$B = R^2; \quad A = 2R^2; \quad C = -R^4$$

Sustituyendo en B-7:

$$\sigma_r = \frac{1}{2} \sigma_1 \left( 1 - \frac{R^2}{r^2} \right) + \frac{1}{2} \sigma_1 \left( 1 - \frac{4R^2}{r^2} + \frac{3R^4}{r^4} \right) \cos 2\theta$$

$$\sigma_\theta = \frac{1}{2} \sigma_1 \left( 1 + \frac{R^2}{r^2} \right) - \frac{1}{2} \sigma_1 \left( 1 - \frac{3R^4}{r^4} \right) \cos 2\theta$$

$$\tau_{r\theta} = -\frac{1}{2} \sigma_1 \left( 1 + \frac{2R^2}{r^2} - \frac{3R^4}{r^4} \right) \sin 2\theta$$

Solo para el eje principal  $Ox \rightarrow \sigma_1$

Como  $\sigma_2$  está en un eje perpendicular a  $Ox$  entonces

$$\sigma_2 \rightarrow \theta + \frac{1}{2}\pi$$

$$\sigma_r = \frac{1}{2} (\sigma_1 + \sigma_2) \left( 1 - \frac{R^2}{r^2} \right) + \frac{1}{2} (\sigma_1 - \sigma_2) \left( 1 - \frac{4R^2}{r^2} + \frac{3R^4}{r^4} \right) \cos 2\theta$$

$$\sigma_\theta = \frac{1}{2} (\sigma_1 + \sigma_2) \left( 1 + \frac{R^2}{r^2} \right) - \frac{1}{2} (\sigma_1 - \sigma_2) \left( 1 + \frac{3R^4}{r^4} \right) \cos 2\theta$$

$$\tau_{r\theta} = -\frac{1}{2} (\sigma_1 - \sigma_2) \left( 1 - \frac{2R^2}{r^2} - \frac{3R^4}{r^4} \right) \sin 2\theta$$

Si en la condición de frontera  $r = R$  tiene una presión constante  $p_w$ , de tal forma que  $\sigma_r = p_w$  cuando  $r = R$ , la ecuación B-8 del sistema quedaría

$$2p_w = \sigma_1 (1 - BR^{-2})$$

por lo que:

$$\sigma_r = \frac{1}{2}(\sigma_1 + \sigma_2) \left(1 - \frac{R^2}{r^2}\right) + \frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_2) \left(1 - \frac{4R^2}{r^2} + \frac{3R^4}{r^4}\right) \cos 2\theta + \frac{P_w R^2}{r^2}$$

$$\sigma_\theta = \frac{1}{2}(\sigma_1 + \sigma_2) \left(1 + \frac{R^2}{r^2}\right) - \frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_2) \left(1 + \frac{3R^4}{r^4}\right) \cos 2\theta - \frac{P_w R^2}{r^2}$$

El mismo desarrollo puede utilizarse para obtener la solución general de acuerdo a Bradley<sup>49</sup>, que incluye  $\sigma_r$ ,  $\sigma_\theta$ ,  $\sigma_z$ ,  $\tau_{r\theta}$ ,  $\tau_\alpha$ ,  $\tau_{rz}$ . Con  $\sigma_1 = \sigma_x^0$ ,  $\sigma_2 = \sigma_y^0$ . Las ecuaciones completas son:

$$\sigma_r = \frac{1}{2}(\sigma_1 + \sigma_2) \left(1 - \frac{R^2}{r^2}\right) + \frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_2) \left(1 - \frac{4R^2}{r^2} + \frac{3R^4}{r^4}\right) \cos 2\theta + \dots$$

$$\dots + \tau_{xy}^0 \left(1 - \frac{4R^2}{r^2} + \frac{3R^4}{r^4}\right) \sin 2\theta + \frac{P_w R^2}{r^2}$$

$$\sigma_\theta = \frac{1}{2}(\sigma_1 + \sigma_2) \left(1 + \frac{R^2}{r^2}\right) - \frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_2) \left(1 + \frac{3R^4}{r^4}\right) \cos 2\theta - \dots$$

$$\dots - \tau_{xy}^0 \left(1 + 3\frac{R^4}{r^4}\right) \sin 2\theta - \frac{P_w R^2}{r^2}$$

$$\sigma_z = \sigma_z^0 - \nu \left[ 2(\sigma_x^0 - \sigma_y^0) \frac{R^2}{r^2} \cos 2\theta + 4\tau_{xy}^0 \frac{R^2}{r^2} \sin 2\theta \right]$$

$$\tau_{r\theta} = \left( \frac{\sigma_x^0 - \sigma_y^0}{2} \right) \left( 1 - 3\frac{R^4}{r^4} + 2\frac{R^2}{r^2} \right) \sin 2\theta + \tau_{xy}^0 \left( 1 - 3\frac{R^4}{r^4} + 2\frac{R^2}{r^2} \right) \cos 2\theta$$

$$\tau_\alpha = \left( -\tau_{xz}^0 \sin \theta + \tau_{yz}^0 \cos \theta \right) \left( 1 + \frac{R^2}{r^2} \right)$$

$$\tau_{rz} = \left( \tau_{xz}^0 \cos \theta + \tau_{yz}^0 \sin \theta \right) \left( 1 - \frac{R^2}{r^2} \right)$$

Las expresiones anteriores corresponden a las ecuaciones 6.1 a 6.6 del capítulo 6.