



Universidad de Concepción
Dirección de Postgrado
Facultad de Ingeniería - Programa de Magíster en Ciencias de la Ingeniería con
mención en Ingeniería Mecánica



**ESTUDIO SOBRE EL USO DE EMISIONES ACÚSTICAS
PARA LA DETECCIÓN, LOCALIZACIÓN Y MONITOREO DE
LA EVOLUCIÓN DE GRIETAS**

Tesis para optar al grado de Magíster en Ciencias de la Ingeniería con
mención en Ingeniería Mecánica

CÉSAR ANTONIO FLORES JARAMILLO
CONCEPCIÓN-CHILE
2018

Profesor Guía: Cristián Molina Vicuña
Dpto. de Ingeniería Mecánica, Facultad de Ingeniería
Universidad de Concepción



Agradezco a mi profesor, Cristián Molina V., por el compromiso, confianza, paciencia y todo el apoyo entregado en la realización y culminación de este trabajo.

A mi polola, Loreto Pichel F., quien siempre me entregó su comprensión y energía para seguir adelante.

Y en especial a mi “wely” querida, la “Monchita”, quien hoy me está cuidando y dando todo su apoyo desde el cielo.

RESUMEN

Investigaciones recientes han correlacionado diversos parámetros de emisiones acústicas (AE) con la detección, crecimiento y evolución de grietas sometidas a fatiga. Particularmente, en la evolución de una fisura, se ha mencionado la transición en los modos de fractura a los cuales es sometido el material, pasando desde un modo de fractura de tracción a un modo de corte o cizalla, el cual ocurre en planos de 45° . Además, las investigaciones sugieren que la transición es advertida por un cambio en la forma de onda de los eventos de AE, lo que provoca incrementos en los parámetros de la misma, a medida que ocurre dicha transición. Sin embargo, estos cambios en los parámetros AE, también podrían deberse, entre otras cosas, a una superposición de ondas de AE que llegan al sensor cuando la grieta se torna inestable.

Este trabajo tiene como objetivo principal, analizar el comportamiento de una grieta sometida a fatiga a través de las AE, para diferenciar entre un comportamiento creciente debido a un cambio en los modos de fractura o a una superposición de eventos. Para esto, se realizan dos ensayos en probetas de tensión compacta (CT) de diferente geometría, el primero en una probeta gruesa en la cual predomina un estado de deformación plana (favoreciendo un modo de fractura en tracción), y el segundo ensayo en una probeta delgada en que el estado principal de esfuerzos es de tensión plana (favoreciendo un modo de fractura en corte o cizalla).

Los resultados indican que en probeta gruesa existe un cambio en la forma de onda de los eventos de AE a medida que la grieta se acerca a la fractura final, a diferencia de lo que ocurre en probeta delgada, en la cual se hace indistinguible una transición o cambio morfológico. Estos cambios son cuantificables a través de un parámetro AE que representa la pendiente de cada evento, transiente o burst.

Adicionalmente se realiza un ensayo de localización de grieta en tubería, obteniendo resultados confiables para niveles bajos de umbral. Sin embargo, a medida que se incrementa el umbral, el método pierde efectividad. Se presenta además, una metodología para encontrar una familia de hipérbolas que representan el lugar geométrico de las posibles ubicaciones de una fuente de AE en estanques de diámetro considerable, utilizando sólo dos sensores.

TABLA DE CONTENIDO

RESUMEN.....	iii
ÍNDICE DE FIGURAS.....	vi
ÍNDICE DE TABLAS.....	viii
NOMENCLATURA.....	ix
CAPÍTULO 1: INTRODUCCIÓN.....	1
1.1 Marco teórico.....	1
1.2 Hipótesis.....	8
1.3 Objetivos.....	9
1.3.1 Objetivo general.....	9
1.3.2 Objetivos específicos.....	9
CAPÍTULO 2: FUNDAMENTOS TEÓRICOS: ESTADO DE TENSIONES Y MODELO DE DAÑO PLÁSTICO CONTINUO.....	10
2.1 Descomposición del tensor de esfuerzos.....	10
2.2 Criterios de plastificación.....	13
2.3 Triaxialidad.....	17
2.4 Parámetro o ángulo de Lode, el tercer invariante.....	19
2.5 Estados de esfuerzo y deformación plana.....	21
2.6 La integral J.....	22
CAPÍTULO 3: ENSAYO DE FATIGA EN PROBETA CT.....	25
3.1 Introducción.....	25
3.2 Geometría y material.....	25
3.3 Procedimiento y montaje del ensayo.....	26
3.4 Resultados.....	27
3.5 Discusión.....	36

CAPÍTULO 4: USO DE AE PARA LOCALIZACIÓN DE GRIETAS EN ESTRUCTURAS.....	38
4.1 Introducción.....	38
4.2 Geometría.....	38
4.3 Fijación de umbral.....	39
4.4 Resultados.....	40
4.5 Discusión.....	41
4.6 Metodología para localización en tuberías de diámetros grandes o estanques cilíndricos.....	42
CAPÍTULO 5: CONCLUSIONES.....	45
REFERENCIAS.....	47



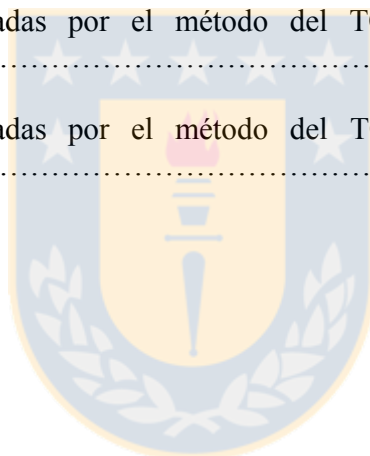
ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1.1.	Esquema de los parámetros principales de un burst AE (izquierda) y ejemplo de señal real de un burst captado por un sensor (derecha). Fuente: elaboración propia.....	2
Figura 1.2.	Formas de propagación de ondas de emisión acústica en medios sólidos y elásticos. (a) ondas P, (b) ondas S y (c) ondas Rayleigh. Fuente: Flores (2016) [9].....	4
Figura 1.3.	Modos de fractura. Fuente: Flores (2016) [9].....	4
Figura 1.4.	Modos de fractura y su correspondiente forma de onda. Fuente: Modificado de Aggelis et al. (2011) [10].....	5
Figura 2.1.	Probeta cilíndrica sometida a compresión, para un caso libre de restricción (izquierda) y con restricción (derecha). Fuente: elaboración propia.....	14
Figura 2.2.	Modo de falla de probeta cilíndrica sometida a compresión y círculo de Mohr de la misma. Fuente: elaboración propia.....	15
Figura 2.3.	Estados generalizados de carga con su respectivo valor de parámetro de Lode. Fuente: modificado de Rodríguez (2013) [21].....	19
Figura 2.4.	Representación esquemática de un vector de esfuerzo arbitrario OB, el tensor hidrostático OO' y el tensor desviador O'B en el espacio principal de esfuerzos y (b) definición del ángulo de Lode en el plano π . Fuente: Huajie et al. 2017 [24].....	20
Figura 2.5.	Estado en la placa. (a) Condición de esfuerzo plano y (b) Condición de deformación plana. Fuente: Flores (2016) [9].....	22
Figura 2.6.	Marco de referencia para una trayectoria cerrada Γ y contorno Γ_t (borde de grieta). Fuente: modificado de Arana et al. (2002) [22].....	24
Figura 3.1.	Geometría del ensayo en [mm]. (a) Probeta delgada para representar estado de esfuerzo plano y (b) Probeta gruesa para representar estado de deformación plana. Fuente: elaboración propia.....	25
Figura 3.2.	Aplicación de carga a ambas probetas CT. Fuente: elaboración propia.....	26
Figura 3.3.	Montaje de probetas CT y sensores. Fuente: elaboración propia.....	27
Figura 3.4.	Fractura final de ambas probetas. Fuente: elaboración propia.....	28
Figura 3.5.	Acercamiento a fractura de probeta delgada. Fuente: elaboración propia.....	28

Figura 3.6.	Duración de señal para ambas probetas. Fuente: elaboración propia.....	29
Figura 3.7.	Tiempo de subida para ambas probetas. Fuente: elaboración propia.....	29
Figura 3.8.	Amplitud máxima para ambas probetas. Fuente: elaboración propia.....	29
Figura 3.9.	RA para ambas probetas. Fuente: elaboración propia.....	30
Figura 3.10.	Errores en estimación del tiempo de subida por elecciones bajos de nivel de umbral. Fuente: elaboración propia.....	30
Figura 3.11.	Representación de selección de intervalos de tiempo de cada ensayo. Fuente: elaboración propia.....	31
Figura 3.12.	Transientes extraídos de zona 1. Umbral de 0.048 [Volts]. Fuente: elaboración propia.....	32
Figura 3.13.	Transientes extraídos de zona 2. Umbral de 0.048 [Volts]. Fuente: elaboración propia.....	33
Figura 3.14.	Transientes extraídos de zona 3. Umbral de 0.026 [Volts]. Fuente: elaboración propia.....	34
Figura 3.15.	Transientes extraídos de zona 4. Umbral de 0.026 [Volts]. Fuente: elaboración propia.....	35
Figura 4.1.	Esquema y geometría del ensayo de localización. Fuente: elaboración propia.....	38
Figura 4.2.	Fijación de los 3 niveles de umbral. Fuente: elaboración propia.....	39
Figura 4.3.	Estanque de almacenamiento horizontal. Fuente: elaboración propia.....	42
Figura 4.4.	Esquema general de estanque de almacenamiento desplegado. Fuente: elaboración propia.....	43
Figura 4.5.	Familia de hipérbolas generadas para $D=7$ [m] y $R=1$ [m]. Fuente: elaboración propia.....	44

ÍNDICE DE TABLAS

Tabla 2.1.	Resumen del comportamiento esperado en probetas según teoría. Fuente: elaboración propia.....	24
Tabla 3.1.	Valores de parámetros representativos de cada zona. Fuente: elaboración propia.....	36
Tabla 4.1.	Valores de umbral y velocidad para posiciones 1 a 4. Fuente: elaboración propia.....	40
Tabla 4.2.	Distancias calculadas por el método del TOA para umbral 1. Fuente: elaboración propia.....	40
Tabla 4.3.	Distancias calculadas por el método del TOA para umbral 2. Fuente: elaboración propia.....	41
Tabla 4.4.	Distancias calculadas por el método del TOA para umbral 3. Fuente: elaboración propia.....	41



NOMENCLATURA

AE	Acoustic Emission.
CT	Compact Tension.
dB	Decibel.
ISO	International Organization for Standardization.
MARSE	Measured Area of the Rectified Signal Envelope.
NDT	Non Destructive Testing.
NI	National Instruments.
TOA	Time Of Arrival.
AF	Average Frequency (Frecuencia promedio de un burst).
E	Módulo de elasticidad longitudinal [N/m^2].
G	Módulo de elasticidad transversal [N/m^2].
V_l	Velocidad de propagación de ondas longitudinales [m/s].
V_t	Velocidad de propagación de ondas transversales [m/s].
V_s	Velocidad de propagación de ondas Rayleigh [m/s].
ν	Coefficiente de Poisson.
ρ	Densidad [kg/m^3].

CAPÍTULO 1

Introducción

1.1 Marco teórico

En la industria, cerca del 90% de todas las fallas ocurridas en servicio son producidas por fatiga [1]. Este tipo de fallas es especialmente perjudicial porque se produce sin ningún indicio previo que permita precaverse contra ellas. Las nuevas tecnologías en detección de problemas mecánicos, especialmente la aparición de grietas, han permitido detectar, caracterizar y llevar seguimiento a la evolución de discontinuidades en diversos materiales. Las emisiones acústicas son un ejemplo de ello, y representan una poderosa herramienta de detección para este tipo de inconvenientes. A modo de ejemplo, se pueden citar las investigaciones enfocadas a predecir fallas en componentes estructurales de puentes, entre ellas están los trabajos de Jianguo et al. (2011) [2], Kazuo (2000) [3] y Hadzor et al. (2011) [4], los que se valen de ensayos mecánicos, en condiciones de laboratorio, para investigar el comportamiento de diversos materiales sometidos a esfuerzos que generan fatiga en los mismos. También está el trabajo de Zhang et al. (2017) [5], que se centra en localizar fallas en engranajes planetarios de cajas de turbinas eólicas, a través del método del TOA (*time of arrival*), o los trabajos de Schnabel et al. (2017) [6] y Usgame et al. (2013) [7] que estudian las fallas en rodamientos a través del método de AE, el primero considerando la deformación plástica que ocurre en dichos elementos de máquinas, causada por la contaminación con partículas en rodamientos, y el segundo utilizando herramientas estadísticas, como la kurtosis, para poder identificar de forma prematura la aparición de defectos. Existen incluso, investigaciones en áreas aún más alejadas, como la biología, donde resalta el trabajo de FitzPatrick et al. (2017) [8] que utilizan las emisiones acústicas para identificar estabilidad, desgaste, aflojamiento y diferentes modos de fallas en implantes de reemplazo total de caderas, *in-vivo* e *in-vitro*, para seres humanos.

Desde el punto de vista de los ensayos no destructivos (NDT), las emisiones acústicas pueden definirse como: ondas elásticas transitorias, resultantes de micro-desplazamientos internos

localizados, en la estructura de los materiales. El método de AE consiste en que al avanzar la grieta de un material, éste genera ondas transientes de alta frecuencia ante la aplicación de un esfuerzo. La onda se transmite en el material y es recogida por sensores que luego, a través de un equipo especializado, procesan la señal para su posterior análisis. Del transiente se extraen ciertos parámetros descriptivos que son útiles para correlacionarlos con diferentes problemas mecánicos, como el crecimiento de una grieta. Una señal transiente de AE típica (también denominada *burst*) se muestra en figura 1.1, donde se observan los parámetros característicos que se extraen de ella, para obtener información sobre lo que está ocurriendo en un material en particular. Mayor detalle sobre cada uno de estos parámetros se puede encontrar en Flores (2016) [9].

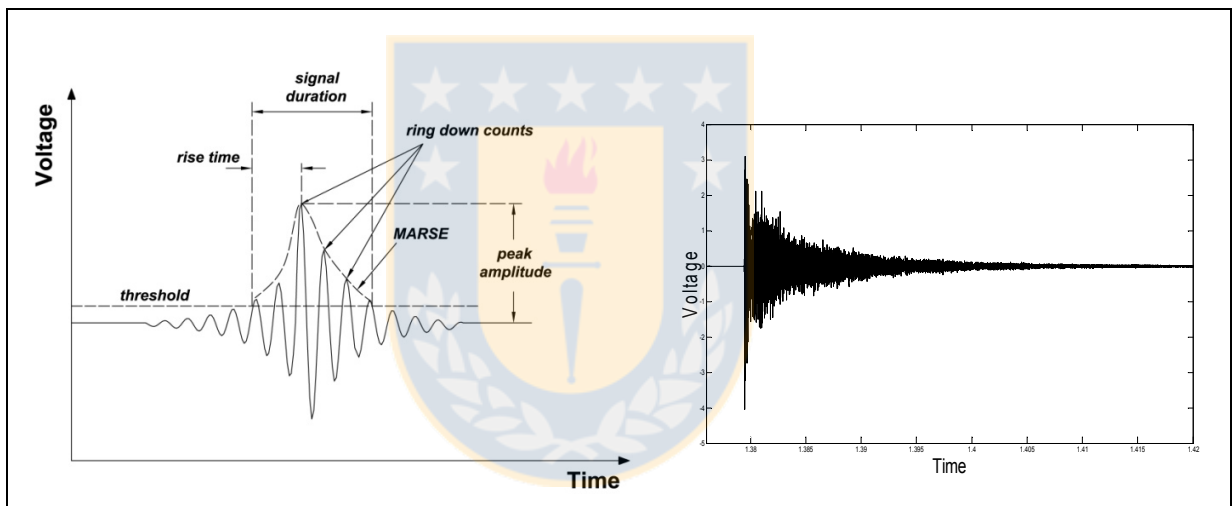


Figura 1.1. Esquema de los parámetros principales de un burst AE (izquierda) y ejemplo de señal real de un burst captado por un sensor (derecha). Fuente: elaboración propia.

Conocer con anticipación la aparición o crecimiento de una grieta es de interés para la industria, pues permite programar la reparación o sustitución de un equipo crítico para la continuidad operacional, manteniendo la producción y reduciendo los costos. Más aún, descubrir la presencia de una grieta podría incluso evitar accidentes catastróficos, resguardando la integridad física de personas que pudieran estar cerca cuando se inicie un posible colapso. En la actualidad, existen autores que estudian con más profundidad la información que entrega la forma de onda de las AE, especialmente los trabajos de Aggelis et al. (2011), Aggelis (2011), Aggelis et al. (2013), Siracusano et al. (2016) y Wang et al. (2016) [10 – 14], los cuales se valen de la relación existente entre la velocidad de propagación de una onda elástica dentro de un

material y los modos de fractura a los cuales es sometido el mismo. Por ejemplo, cuando un material es sometido a los modos fractura II o III, esto es, cuando se solicita con esfuerzos de corte o cizalla (ver figura 1.3), se generan dentro de él ondas elásticas llamadas ondas transversales o de corte (ondas S), las cuales tienen velocidad y forma de propagarse conocida. Sin embargo, cuando un material se somete al modo de fractura I, es decir, cuando se solicita con esfuerzos de tracción, se generan dentro de él ondas elásticas llamadas ondas longitudinales o de compresión (ondas P), las cuales tienen velocidad y forma de propagarse diferentes a las ondas S. Existe también, una tercera forma de onda denominada onda superficial o Rayleigh, la cual como su nombre lo indica, se propaga a través de la superficie del material. Expresiones para obtener la velocidad de cada una de estas ondas se presentan en ecuaciones (1.1) a (1.3). Además, en figuras 1.2 y 1.3 se muestra la forma de propagación y los modos de fractura antes mencionados, respectivamente.

$$V_l = \sqrt{\frac{E(1-\nu)}{\rho(1+\nu)(1-2\nu)}} \quad [\text{m/s}] \quad (1.1)$$

$$V_t = \sqrt{\frac{G}{\rho}} = \sqrt{\frac{E}{2 \cdot \rho \cdot (1+\nu)}} \quad [\text{m/s}] \quad (1.2)$$

$$V_s = \frac{0.87+1.12\nu}{1+\nu} V_t \quad [\text{m/s}] \quad (1.3)$$

Donde:

V_l : Velocidad de propagación de ondas longitudinales [m/s],

V_t : Velocidad de propagación de ondas transversales [m/s],

V_s : Velocidad de propagación de ondas Rayleigh [m/s],

E : Módulo de elasticidad (longitudinal) [Pa],

G : Módulo de elasticidad (transversal) [Pa],

ν : Coeficiente de Poisson,

ρ : Densidad del material [kg/m^3].

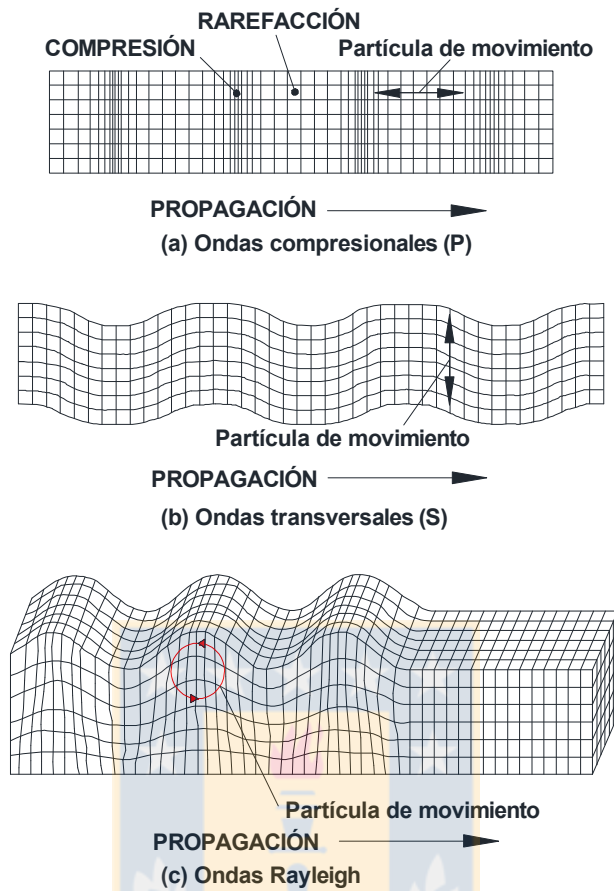


Figura 1.2. Formas de propagación de ondas de emisión acústica en medios sólidos y elásticos. (a) ondas P, (b) ondas S y (c) ondas Rayleigh. Fuente: Flores (2016) [9].

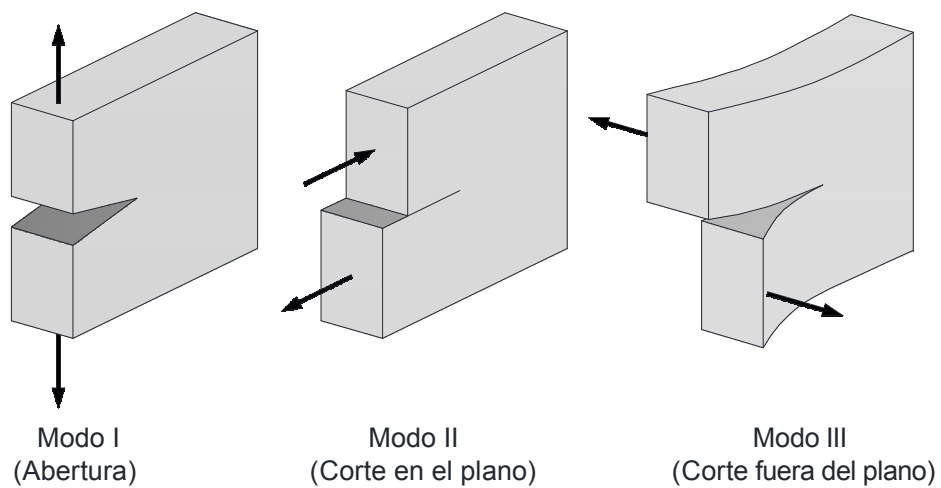


Figura 1.3. Modos de fractura. Fuente: Flores (2016) [9].

Los estudios citados anteriormente toman en cuenta la diferencia entre las velocidades de propagación de una onda elástica dentro del material, cuando la grieta es sometida a un modo de fractura predeterminado. Por ejemplo, cuando una grieta se somete al modo I de fractura, se generan dentro del material, mayoritariamente ondas P, y en menor cantidad se producirán ondas S. Esto trae como consecuencia una rápida llegada de la onda elástica al sensor, debido a la mayor velocidad de propagación de las ondas P en comparación con las ondas S, provocando que el transiente tenga una forma de onda característica: corto tiempo de subida (*rise time, RT*), pronunciado ángulo de elevación y corto tiempo de duración (*signal duration*). Por otro lado, cuando una grieta se somete al modo II o III de fractura, se generarán dentro del material mayoritariamente ondas S, y en menor cantidad se producirán ondas P. Esto trae como consecuencia una “lenta” llegada de la onda elástica al sensor debido a la menor velocidad de las ondas S en comparación con las ondas P, provocando que el transiente tenga otro tipo de forma en relación al anterior: mayor tiempo de subida (*rise time, RT*), pequeño ángulo de elevación y mayor tiempo de duración (*signal duration*). Estas diferentes formas de ondas en relación al modo de fractura se presentan en figura 1.4.

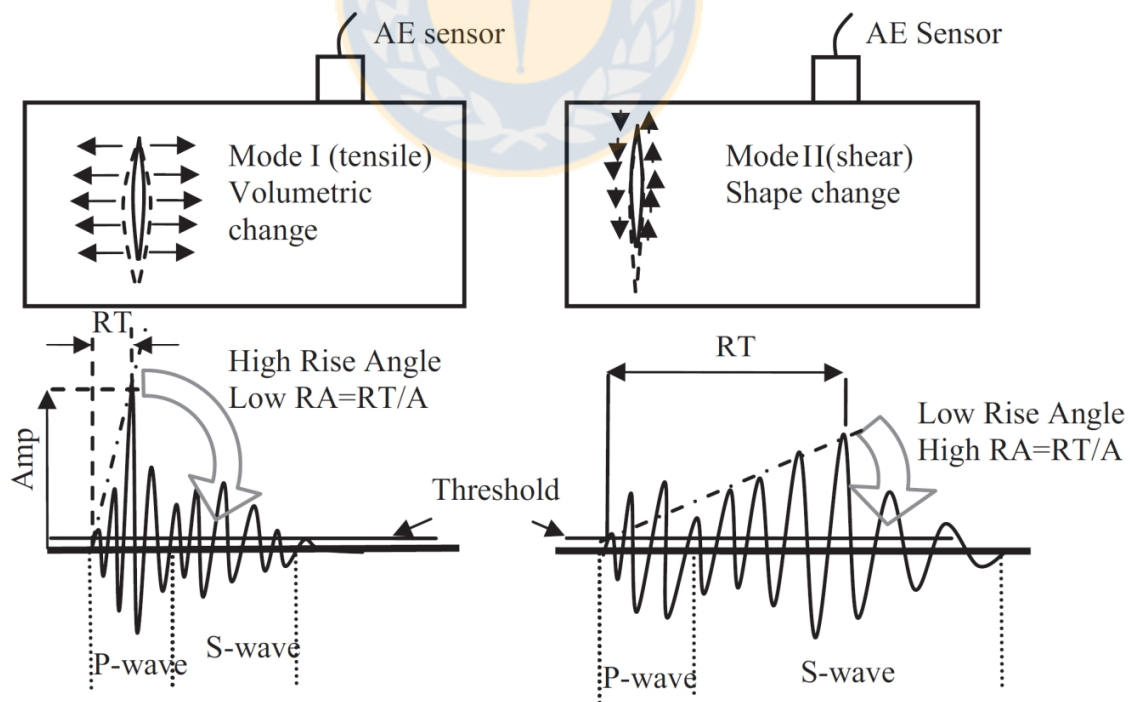


Figura 1.4. Modos de fractura y su correspondiente forma de onda. Fuente: Modificado de Aggelis et al. (2011) [10].

Notar de la figura 1.4, que se define un nuevo parámetro a partir de dos ya conocidos: el RA, el cual es indicativo del ángulo de subida (*rise angle*) o pendiente del transiente. Se observa que a mayor RA, menor es el *rise angle*:

$$RA = \frac{Rise\ Time}{Peak\ Amplitude} \quad [segundos/volt] \quad (1.4)$$

Además de esta información sobre el comportamiento de la forma de onda de un burst de AE, para diferentes modos de fractura, las publicaciones antes mencionadas llegan a una importante conclusión, basada en numerosos ensayos: En condiciones de laboratorio, a medida que avanza la grieta hasta su fractura final, en una probeta sometida a esfuerzos dinámicos (fatiga) o cuasiestáticos (flexión, tracción, cizalla, etc.), existe un incremento exponencial de algunos parámetros de AE como lo son: el MARSE, el RA, e incluso la frecuencia del burst (AF), que son indicativos de un cambio en la forma del transiente, lo que a su vez, presume un cambio en el modo de fractura al cual está siendo sometido la probeta en particular, como se mencionó anteriormente. Este cambio en los parámetros sugiere que es posible conocer con anticipación la fractura final de un material sometido a diversos esfuerzos. Sin embargo, esta conclusión puede ser errónea ya que el incremento de dichos parámetros puede ser causado, entre otras cosas, por la superposición de diversas ondas elásticas que llegan al sensor una vez que el avance de grieta se torna inestable, haciendo que la forma del transiente se alargue (*rise time* mayor), confundándose con un cambio en el modo de fractura. De todos modos un incremento en estos parámetros, ya sea causado por un cambio en el modo de fractura de la grieta o por una superposición de transientes que llegan al sensor, son indicativos de que el material está próximo a su fractura final. Estos supuestos, son tema principal del presente trabajo.

Suponer que a medida que avanza el crecimiento de una grieta el material experimenta un cambio en el modo de fractura (o por lo menos una combinación de ellos), puede ser sustentado desde la mecánica de la fractura. Se puede citar el trabajo de Chambel et al. (2016) [15], en que se investiga el comportamiento de una grieta en probetas de tensión compacta (CT) para diferentes modos de fractura (I, II y III), y para estados de tensión y deformación plana, a través de análisis numéricos por método de elementos finitos y ensayos experimentales. Se puede extraer de dicha investigación, que el modo de fractura I es dominante para estado de deformación plana, seguido del modo de fractura III (modo mixto). Esta conclusión se debe a

los valores de la Integral-J, la que exhibe valores altos para modo de apertura I. En otras palabras, el crecimiento de una grieta en probetas CT, presenta modos combinados de fractura los cuales son cuantificables por los valores de la Integral-J. Además, dichos valores son dependientes del estado de tensión o deformación al que se somete la probeta.

Existe un estudio que da por hecho la transición de modos de fractura a medida que una grieta es sometida a fatiga, Horibe et al. 1985 [16]. En dicho trabajo se investiga el cambio de estos modos en acero sometido a fatiga para diferentes condiciones ambientales, a saber, fatiga de material en agua de mar y aire. Esta publicación menciona que la transición ocurre debido a un cambio en los estados de tensión y deformación en la vecindad de la grieta. A medida que la grieta avanza, el material pasa de un estado de deformación plana a estado de tensión plana, lo que se traduce en un cambio en los modos de fractura. Llegan a un resultado imprevisto, en agua de mar no existe una transición desde el modo de fractura normal a cizalla; por el contrario, en aire sí ocurre dicho cambio. Entregan posibles causas para las diferencias observadas, por ejemplo, mencionan que el factor de intensidad de tensiones es mayor para el material sometido a fatiga en aire que en agua de mar, y que este valor sobrepasa el umbral necesario para generar un cambio en los estados de tensión y deformación del material. También, en agua de mar se observa a través de un análisis fractográfico, que la fractura se produce de manera más frágil en comparación con la fractura en aire, que es más dúctil. La fractura frágil es similar a la fractura que ocurre en materiales de estructura cristalina hexagonal como el zinc, titanio y aleaciones de magnesio las cuales, según el estudio, no presentan dicha transición en los modos de fractura.

El modo de fractura en sólidos dúctiles puede variar dependiendo del historial del estado de tensión del material ensayado. Así lo publica Liang Xue et al. (2009) [17]. Los patrones de fisura en diferentes metales y aleaciones, presentan a menudo rupturas en modo I o modo mixto I/III, sin embargo, los principios físicos subyacentes siguen sin resolverse según los autores. El estudio presenta un parámetro faltante en las ecuaciones constitutivas encargadas de predecir el comportamiento de sólidos dúctiles sometidos a fatiga. Introducen a las ecuaciones del modelo de daño plástico continuo, la dependencia de la presión hidrostática del tensor de tensiones y el llamado ángulo de Lode. Con esta inclusión de parámetros, logran modelar de manera más

precisa el comportamiento de un material dúctil sometido a fatiga, observando la transición de modos de fractura a través de elementos finitos.

En resumen, de la revisión del estado del arte se tiene que el principal factor que interviene en la transición de los modos de fractura es el cambio en los estados de esfuerzo y deformación. Es decir, cuando existe un cambio en la vecindad de una grieta de un material sometido a fatiga desde un estado de deformación plana a esfuerzo plano, se producirá también un cambio en los modos de fractura, pasando desde un modo normal (modo I) a un modo de cizalla (modo II o III). Además de esto, el historial del estado de tensión influye en los modos de fractura del material. Se puede modelar de manera más precisa el comportamiento de un material dúctil sometido a fatiga, introduciendo nuevos parámetros a las ecuaciones constitutivas. Por lo tanto, el presente trabajo está enfocado a estudiar los cambios en los estados de esfuerzo y deformación de un material, así como también el cambio en los estados de tensión a los cuales es sometido el mismo, para corroborar la existencia de una transición en los modos de fractura. Esto se correlacionará con parámetros de emisiones acústicas que exhiben un comportamiento exponencial para determinar si dicho comportamiento se debe al cambio en modos de fractura o a algún otro fenómeno como la superposición de ondas de AE que llegan al sensor. Adicionalmente se revisan y plantean algoritmos de localización bidimensional de grietas, que pueden ser usados en estructuras tipo cáscara como una tubería o estanques de almacenamiento, para lograr hallar un defecto en el material.

1.2 Hipótesis

Un material sometido a fatiga por tracción experimenta una transición en los modos de fractura, pasando desde el modo de fractura I a un modo de fractura II, III o a una combinación de ellos. Esta transición puede ser advertida por el método de emisiones acústicas a través del comportamiento exponencial que experimentan algunos parámetros AE, lo cual permite predecir la fractura final de un material o estructura sometida a fatiga.

1.3 Objetivos

1.3.1 Objetivos generales

Objetivo general 1: analizar el comportamiento de un material sometido a fatiga, a través del método de emisiones acústicas, para predecir la fractura final y analizar la morfología de los transientes y parámetros de AE para evidenciar un cambio en los modos de fractura.

Objetivo general 2: localizar grietas en estructuras unidimensionales y bidimensionales.

1.3.2 Objetivos específicos

Objetivo específico 1: determinar, de forma teórica, la influencia de la presión hidrostática del tensor de tensiones y el ángulo de Lode en las ecuaciones constitutivas de daño plástico continuo, para predecir el comportamiento de transición en los modos de fractura de un material sometido a fatiga.

Objetivo específico 2: demostrar, de forma experimental, el cambio morfológico en los burst de AE a medida que avanza la grieta en un material y discernir entre una influencia en los modos de fractura o una superposición de transientes que llegan al sensor.

Objetivo específico 3: predecir, de forma experimental, el comienzo de la fractura final en un material dúctil a través del método de emisiones acústicas.

Objetivo específico 4: seleccionar, implementar y evaluar algoritmos de localización unidimensional y bidimensional para ubicar una grieta.

CAPÍTULO 2

Fundamentos teóricos: estado de tensiones y modelo de daño plástico continuo

2.1 Descomposición del tensor de esfuerzos

De la mecánica de sólidos sabemos que el estado de esfuerzos en un punto para un marco de referencia arbitrario (x, y, z) se define por el tensor de esfuerzos:

$$[\sigma_{ij}]_{xyz} = \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{bmatrix} \quad (2.1)$$

También, existe un marco de referencia para el cual los esfuerzos de corte son nulos. Las direcciones de este marco de referencia son las llamadas direcciones principales y se denotan por los números 1, 2 y 3:

$$[\sigma_{ij}]_{123} = \begin{bmatrix} \sigma_1 & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_2 & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_3 \end{bmatrix} \quad (2.2)$$

Se puede descomponer cualquier tensor de esfuerzos, en la suma de dos nuevos tensores que comprenden una parte hidrostática (esférica) y otra desviadora (corte puro):

$$\sigma = \sigma_{hidrostática} + \sigma_{desviadora} \quad (2.3)$$

Para el caso en que tomemos un marco de referencia arbitrario (x, y, z) , la descomposición del tensor queda:

$$[\sigma_{ij}]_{xyz} = \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sigma_m & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_m & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_m \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \sigma_x - \sigma_m & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y - \sigma_m & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z - \sigma_m \end{bmatrix} \quad (2.4)$$

Donde:

$$[\sigma_{hidrostática}]_{xyz} = \begin{bmatrix} \sigma_m & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_m & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_m \end{bmatrix} \quad (2.5)$$

$$[\sigma_{desviador}]_{xyz} = \begin{bmatrix} \sigma_x - \sigma_m & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y - \sigma_m & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z - \sigma_m \end{bmatrix} \quad (2.6)$$

$$\sigma_m = \frac{1}{3} tr(\sigma_{ij}) = \frac{1}{3}(\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z) = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad (2.7)$$

Notar que la parte hidrostática del tensor de esfuerzos es un tensor isótropo, por lo tanto es invariante bajo rotaciones de los ejes coordenados. Su carácter hidrostático indica la ausencia de componentes de corte en cualquier dirección. Por otro lado, la parte desviadora del tensor de esfuerzos, cuyas componentes serán designadas por s_{ij} , está asociada a esfuerzos de corte. Se puede demostrar que la traza de la componente desviadora es nula, es decir:

$$tr([\sigma_{desviador}]_{xyz}) = (s_{11})_{xyz} + (s_{22})_{xyz} + (s_{33})_{xyz} = 0 \quad (2.8)$$

Con esto, una de las componentes de la diagonal principal del tensor desviador se puede expresar en función de las otras dos:

$$(s_{22})_{xyz} = -(s_{11})_{xyz} - (s_{33})_{xyz} \quad (2.9)$$

Finalmente, es posible descomponer el tensor desviador en la suma de cinco componentes de estado de corte puro, tres de ellas según los planos cartesianos y los otros dos en planos a 45° con respecto a los planos cartesianos:

$$[s_{ij}]_{xyz} = \begin{bmatrix} 0 & s_{12} & 0 \\ s_{21} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0 & s_{13} \\ 0 & 0 & 0 \\ s_{31} & 0 & 0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & s_{23} \\ 0 & s_{32} & 0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} s_{11} & 0 & 0 \\ 0 & -s_{11} & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & -s_{33} & 0 \\ 0 & 0 & s_{33} \end{bmatrix} \quad (2.10)$$

Consideremos la descomposición del tensor de esfuerzos en su parte hidrostática y desviadora, pero ahora usando los esfuerzos principales:

$$[\sigma_{ij}]_{123} = \begin{bmatrix} \sigma_1 & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_2 & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sigma_m & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_m & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_m \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \sigma_1 - \sigma_m & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_2 - \sigma_m & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_3 - \sigma_m \end{bmatrix} \quad (2.11)$$

Nuevamente se puede demostrar que la traza de la componente desviadora es cero, luego:

$$(\sigma_2 - \sigma_m) = -(\sigma_1 - \sigma_m) - (\sigma_3 - \sigma_m) \quad (2.12)$$

Se puede descomponer el tensor desviador en dos nuevos tensores de corte puro:

$$[s_{ij}]_{123} = \begin{bmatrix} (\sigma_1 - \sigma_m) & 0 & 0 \\ 0 & -(\sigma_1 - \sigma_m) & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & -(\sigma_3 - \sigma_m) & 0 \\ 0 & 0 & (\sigma_3 - \sigma_m) \end{bmatrix} \quad (2.13)$$

Notar que cuando el tensor desviador se escribe para un marco de referencia arbitrario $[s_{ij}]_{xyz}$, éste se puede descomponer en cinco tensores de corte puro, sin embargo, cuando el tensor desviador se escribe para un marco de referencia con direcciones principales $[s_{ij}]_{123}$, basta con sólo dos componentes de corte puro para definirlo.

Para pasar de un sistema de referencia arbitrario a un sistema de referencia en direcciones principales, es necesario realizar una rotación del tensor de esfuerzos. A pesar de esta rotación, existen algunos parámetros que no cambian. Un ejemplo de ello es la traza del tensor desviador, la cual es cero tanto para un marco de referencia arbitrario como para un marco de referencia con direcciones principales como se mencionó anteriormente. Estos parámetros, que permanecen inalterables mediante la rotación del marco de referencia, son llamados invariantes del tensor. La traza de un tensor es el primer invariante. Además de éste, existen otros dos, los

cuales son usados para obtener los autovalores y autovectores en el problema de valores propios, que es necesario para transformar un tensor desde un marco de referencia arbitrario a uno en sus direcciones principales. A continuación se presentan los invariantes del tensor de esfuerzos (que denotaremos con la letra I) y del tensor desviador (que denotaremos con la letra J), los cuales serán usados para definir criterios de plastificación.

Invariantes del tensor de esfuerzos:

$$I_1 = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 = \sigma_x + \sigma_y + \sigma_z \quad (2.14)$$

$$I_2 = -(\sigma_1 \cdot \sigma_2 + \sigma_1 \cdot \sigma_3 + \sigma_2 \cdot \sigma_3) = -(\sigma_x \cdot \sigma_y + \sigma_x \cdot \sigma_z + \sigma_y \cdot \sigma_z) + \tau_{xy}^2 + \tau_{xz}^2 + \tau_{yz}^2 \quad (2.15)$$

$$I_3 = \det(\sigma) = \sigma_1 \cdot \sigma_2 \cdot \sigma_3 = \sigma_x \cdot \sigma_y \cdot \sigma_z + 2 \cdot \tau_{xy} \cdot \tau_{xz} \cdot \tau_{yz} - \sigma_x \cdot \tau_{yz}^2 - \sigma_y \cdot \tau_{xz}^2 - \sigma_z \cdot \tau_{xy}^2 \quad (2.16)$$

Invariantes del tensor desviador:

$$J_1 = tr([s_{ij}]_{123}) = tr([s_{ij}]_{xyz}) = 0 \quad (2.17)$$

$$\begin{aligned} J_2 &= -(s_{11} \cdot s_{22} + s_{11} \cdot s_{33} + s_{22} \cdot s_{33}) + s_{12}^2 + s_{13}^2 + s_{23}^2 \\ &= \frac{1}{2}(s_{11}^2 + s_{22}^2 + s_{33}^2) + \tau_{xy}^2 + \tau_{xz}^2 + \tau_{yz}^2 \\ &= \frac{1}{6}[(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_x - \sigma_z)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2] + \tau_{xy}^2 + \tau_{xz}^2 + \tau_{yz}^2 \end{aligned} \quad (2.18)$$

$$J_3 = \det([s_{ij}]_{xyz}) = \det([s_{ij}]_{123}) = (s_{11})_{123} \cdot (s_{22})_{123} \cdot (s_{33})_{123} \quad (2.19)$$

2.2 Criterios de plastificación

Un criterio de plastificación debe ser expresado en función de los invariantes del tensor de esfuerzos, ya que en un material isótropo las propiedades mecánicas no dependen de la dirección en que se midan y, por lo tanto, no debe existir ninguna dirección que predomine sobre las demás. De esta forma, el criterio de plastificación debe tener la siguiente formulación:

$$f(I_1, I_2, I_3) = cte. \quad (2.20)$$

Investigaciones experimentales como las presentadas en R. Hill (1950) [18] demuestran que la plastificación en materiales dúctiles es independiente del tensor de esfuerzo hidrostático y sólo obedecen al tensor desviador. Esto es, cuando un material se somete a un estado de esfuerzo triaxial, ya sea compresión o tracción, de tal manera que la magnitud del esfuerzo en un punto sea la misma, el sólido no plastifica y la rotura se producirá como si el material fuese frágil, es decir, en ningún instante aparecerá una zona plástica en el material. Esto resulta intuitivo en la imagen 2.1 siguiente.

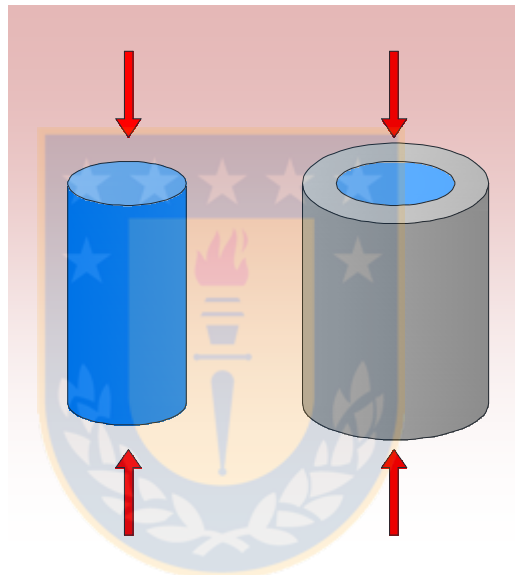


Figura 2.1. Probeta cilíndrica sometida a compresión, para un caso libre de restricción (izquierda) y con restricción (derecha). Fuente: elaboración propia.

Supongamos un ensayo de compresión en el cual una probeta cilíndrica está bajo una fuerza uniaxial, tal y como muestra la figura 2.1 de la izquierda. Dependiendo del material, se tendrá una fuerza máxima que se puede aplicar antes de que se produzca el fallo de la probeta. Si ahora agregamos una restricción, a través de un sólido mucho más rígido, como el que se observa en la figura 2.1 de la derecha, de tal modo que éste impida deformaciones en dirección radial, aparecerán en esta misma dirección, componentes de esfuerzos radiales hacia el centro de la probeta (compresión). La probeta tiene ahora, esfuerzos de compresión en las tres direcciones principales (estado triaxial). Resulta intuitivo pensar que la fuerza máxima para producir un fallo en la probeta es mucho mayor a la fuerza máxima en el caso de la probeta sin restricción.

Esto se explica porque a medida que aumenta la fuerza en dirección axial sobre la probeta, aumentan también las fuerzas en dirección radial y con ello, el tensor hidrostático aumenta de valor y la componente desviadora disminuye. Es la componente desviadora la encargada de producir plastificación en un metal dúctil, como se mencionó anteriormente. Si en el ejemplo el tensor desviador disminuye, disminuirá también la probabilidad de fallo del material.

Ahora sabemos que el componente desviador o de corte puro es el principal encargado de producir la plastificación o fallo en un material. Sin embargo, en el ejemplo anterior no se menciona de qué forma se produce dicho fallo, para esto es necesario recurrir al círculo de Mohr. Para el ejemplo presentado en figura 2.1 de la izquierda, se tienen tres esfuerzos principales, en la dirección vertical tenemos un esfuerzo de compresión llamado σ_3 cuyo valor es la fuerza dividida por el área de la probeta y es de valor negativo porque es de compresión, las otras dos componentes valen cero ($\sigma_1 = \sigma_2 = 0$) y estarán comprendidas en el plano horizontal. Si cortamos la probeta en un plano que contenga el eje vertical, podríamos dibujar el círculo de Mohr y tendríamos dos esfuerzos principales σ_3 y σ_2 (o σ_1 dependiendo del plano de corte de la probeta), tal y como se observa en figura 2.2. Del círculo de Mohr observamos que la componente de corte máximo $\tau_{m\acute{a}x}$ está a 90° con respecto a la componente σ_3 . Como se sabe, este ángulo de 90° en el círculo de Mohr representa la mitad en la realidad, es decir, la probeta fallará en un plano de corte a 45° respecto de la vertical, tal y como se observa en figura a continuación.

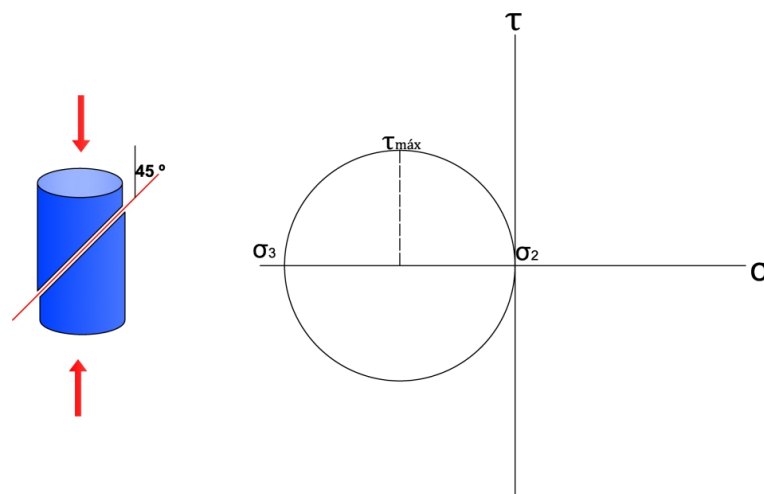


Figura 2.2. Modo de falla de probeta cilíndrica sometida a compresión y círculo de Mohr de la misma. Fuente: elaboración propia.

Con la independencia del tensor hidrostático sobre la plastificación en materiales dúctiles, se hace evidente que un criterio de fallo debe venir expresado función de los invariantes del tensor desviador, de la siguiente manera:

$$f(J_1, J_2, J_3) = cte. \quad (2.21)$$

Sin embargo, el primer invariante del tensor desviador J_1 , es nulo y por lo tanto el criterio se reduce a solo dos componentes.

$$f(J_2, J_3) = cte. \quad (2.22)$$

Dentro de los criterios más conocidos, se pueden mencionar el de Tresca (criterio de cortadura máxima) y Von Mises (también llamado plasticidad J_2), los cuales se presentan en ecuaciones (2.23) y (2.24), respectivamente. Estos criterios excluyen el tercer invariante del tensor desviador:

$$\tau_{m\acute{a}x} = \left| \frac{\sigma_i - \sigma_j}{2} \right| = cte. \quad \text{para } i \neq j \quad (2.23)$$

$$f(J_2) = \frac{1}{6} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2] = cte. \quad (2.24)$$

Por las razones que se han expuesto anteriormente, parece razonable excluir completamente el tensor hidrostático en la plastificación de un material. Sin embargo, a medida que avanzó la investigación en metales, se hizo necesario considerar la presencia de porosidad en el material, lo que dio lugar al estudio de la influencia del esfuerzo hidrostático en el comportamiento plástico de los mismos. Los mecanismos más comunes de deformación plástica en cristales son por deslizamiento de dislocaciones, formación de maclas y, a altas temperaturas, difusión activando deslizamiento a la juntura de grano, o movimiento de defectos lineales o puntuales dentro de los granos, como se menciona en Quintanilla (2012) [19]. Este autor también menciona que los mecanismos suelen ser activados por esfuerzos de corte críticos (componente desviadora), mientras que las componentes hidrostáticas pueden inhibir o frenar la activación de estos mecanismos. No obstante, la componente hidrostática contribuye en la generación de daño

y/o cavidades dentro de un material con inclusiones, ya que participan en la abertura de fisuras o descohesión a nivel de interfaces, y por lo tanto, provocan la ruptura del material, debido a la disminución de su ductilidad.

Existe un modelo de plastificación que considera la influencia del tensor hidrostático, a diferencia de los modelos planteados anteriormente. El modelo de Gurson postula que ambas componentes del tensor de esfuerzos, la parte hidrostática y la desviadora, intervienen en la definición del potencial de fluencia. Este modelo es de aplicación para materiales dúctiles, donde el fallo se produce por formación, crecimiento y coalescencia de microvacíos. Además, es un modelo que define un criterio de plastificación dependiente del esfuerzo equivalente de Von Mises, el esfuerzo hidrostático y el daño del material. En el caso extremo de que el daño sea nulo, se obtiene un criterio de plastificación J_2 modificado, dicha función de flujo se expresa a continuación:

$$\Phi = \left(\frac{q}{\sigma_y}\right)^2 + 2q_1 f \cosh\left(-q_2 \frac{3\sigma_m}{2\sigma_y}\right) - (1 + q_3 f^2) = 0 \quad (2.25)$$

Donde:

- Φ : Condición de flujo plástico o función de fluencia (potencial plástico).
- q : Esfuerzo (macroscópico) equivalente de Von Mises.
- σ_y : Esfuerzo de fluencia (sin considerar porosidades).
- σ_m : Esfuerzo hidrostático.
- f : Volumen relativo de la cavidad (fracción en volumen).
- q_1, q_2, q_3 : Parámetros materiales ajustables mediante ensayos experimentales.

2.3 Triaxialidad

La triaxialidad (T) es un parámetro escalar que se usa para representar el estado de esfuerzos multi-axial y se define como la razón entre el esfuerzo hidrostático (σ_m) y el esfuerzo equivalente de Von Mises ($\bar{\sigma}$), según ecuación 2.26:

$$T = \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}} \quad (2.26)$$

Valores significativos de triaxialidad y su correspondiente estado de esfuerzos se presentan a continuación:

- | | | |
|---------------------------|---|-----------------|
| 1. Compresión pura | → | $T = -0,33$ |
| 2. Tracción pura | → | $T = 0,33$ |
| 3. Corte puro | → | $T = 0$ |
| 4. Compresión y cortadura | → | $-0,33 < T < 0$ |
| 5. Tracción y cortadura | → | $0 < T < 0,33$ |

Driemeier et al. (2015) [20] estudian la influencia de la triaxialidad sobre los mecanismos de fractura para diferentes niveles de T . Se menciona en dicho estudio que para niveles moderados y altos de triaxialidad de esfuerzos, la tasa de crecimiento de vacíos aumenta exponencialmente con el esfuerzo hidrostático. También, si la triaxialidad tiene valores bajos, negativos o positivos, los mecanismos de cizalladura gobernarán la evolución y fractura del material, mientras que para triaxialidades positivas grandes la coalescencia de vacíos es dominante. Además, las fracturas por fallo en triaxialidad de esfuerzos negativo coinciden con la idea de que la presión hidrostática contribuye al cierre de vacíos, mientras que la triaxialidad de alto esfuerzo positivo coopera con la nucleación y crecimiento de vacíos y debilidad del material. La investigación menciona que existen dos factores responsables de la evolución del daño: esfuerzo de tracción hidrostática y deformación asimétrica. El primero es responsable del crecimiento de vacíos y el segundo factor toma en cuenta las observaciones experimentales de que el alargamiento final antes del fallo disminuye con el aumento de fuerzas de cizallamiento, de hecho señalan que, para diferentes estados de estrés con el mismo nivel de relación de triaxialidad, conduce a un diferente crecimiento de vacíos y comportamiento de coalescencia. Finalmente, los autores están de acuerdo en que existe otro parámetro que juega un papel importante en el control de la fractura dúctil. Se puede demostrar que un campo de esfuerzo dado puede ser expresado de manera única por la triaxialidad de esfuerzo, el esfuerzo hidrostático y el parámetro de Lode (definido a través del tercer invariante del estado de tensor desviador), el cual se presenta en la siguiente sección.

2.4 Parámetro o ángulo de Lode, el tercer invariante

Rodríguez (2013) [21] menciona que el estado tensional, definido únicamente por el parámetro de la triaxialidad, no es suficiente para caracterizar el fallo dúctil. El parámetro de Lode (μ), asociado al tercer invariante del tensor desviador de esfuerzos, es un parámetro esencial para analizar correctamente la influencia del estado tensional en el fallo dúctil y se define en ecuaciones (2.27) y (2.28):

$$\mu = \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} = -\sqrt{3} \cdot \tan(\theta) \quad (2.27)$$

$$\theta = \tan^{-1}\left(-\frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3}\right) = -\frac{1}{3} \cdot \sin^{-1}\left(\frac{3\sqrt{3}}{2} \frac{J_3}{J_2^{3/2}}\right) \quad (2.28)$$

Donde θ es conocido como ángulo de Lode. El parámetro de Lode (μ) puede ser representado mediante el círculo de Mohr, como se muestra en figura 2.3, en donde se distinguen tres casos: cizalla ($\mu = 0$), tracción ($\mu = -1$) y compresión ($\mu = 1$).

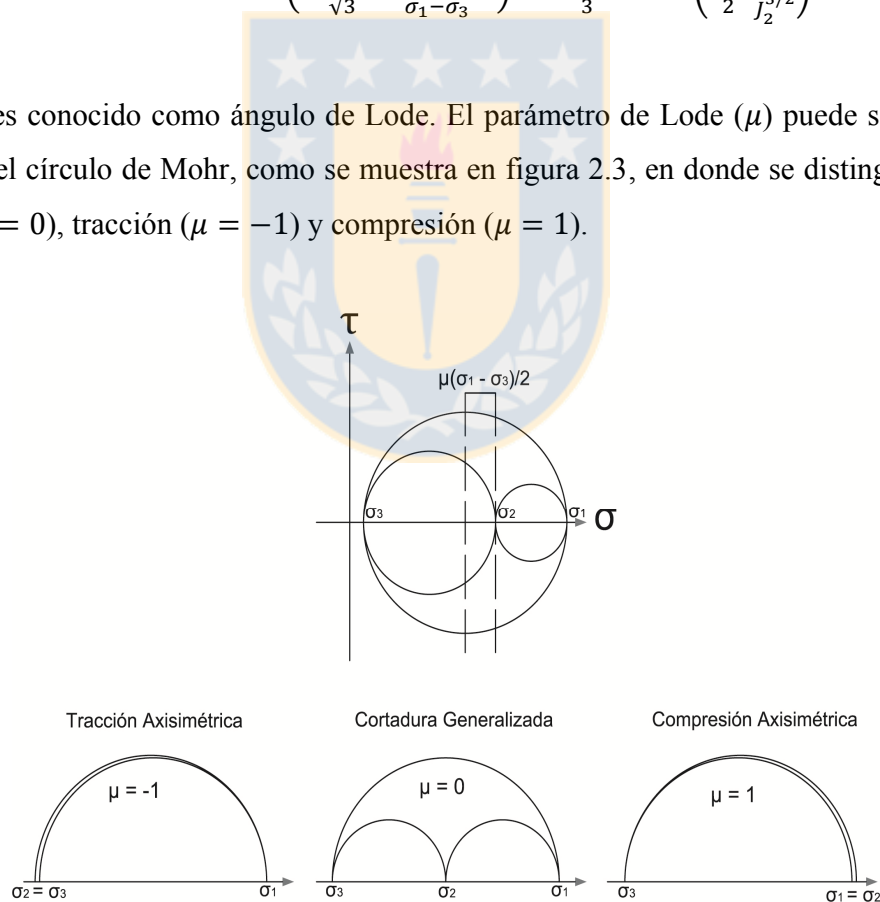


Figura 2.3. Estados generalizados de carga con su respectivo valor de parámetro de Lode. Fuente: modificado de Rodríguez (2013) [21].

Si nos ubicamos en un espacio tridimensional de esfuerzos principales ($\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$), dado un estado de esfuerzos arbitrario definido por $B(\sigma_1^*, \sigma_2^*, \sigma_3^*)$, la representación gráfica del ángulo de Lode, el tensor desviador y el tensor hidrostático será la que se muestra en figura 2.4, donde el trazo \overline{OB} representa el estado de esfuerzos arbitrario, $\overline{OO'} = \sqrt{3}\sigma_m$ representa el tensor hidrostático y $\overline{O'B}$ es el tensor desviador o de corte puro. El ángulo de Lode θ , es el ángulo más pequeño entre la línea de corte puro (tensor desviador) y la proyección del tensor de esfuerzos en el plano desviador o plano π , como se muestra en figura 2,4 b. La triaxialidad y el ángulo de Lode a menudo se refieren a los parámetros de la fractura por tracción y cizallamiento, respectivamente, debido al papel que juega cada uno en la fractura desarrollada bajo la carga respectiva.

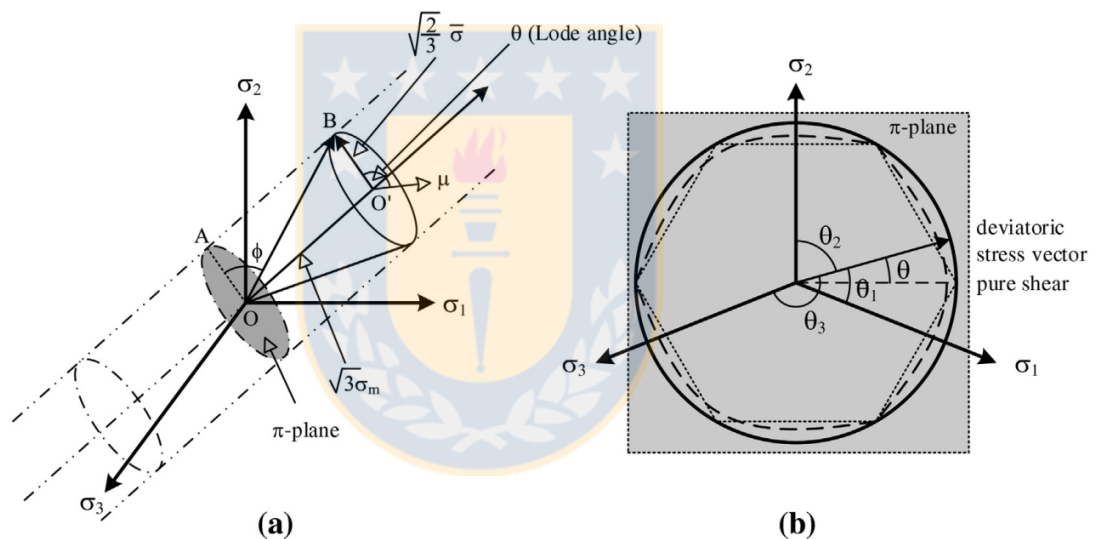


Figura 2.4. Representación esquemática de un vector de esfuerzo arbitrario OB , el tensor hidrostático OO' y el tensor desviador $O'B$ en el espacio principal de esfuerzos y (b) definición del ángulo de Lode en el plano π .

Fuente: Huajie et al. 2017 [24].

Driemeier et al. (2015) [20] sugieren que el ángulo de Lode juega un papel menor en el proceso de daño, pero afecta significativamente en el flujo plástico. La triaxialidad de esfuerzo tiene el efecto contrario, tiene una influencia despreciable en el flujo plástico, pero es un parámetro significativo en la deformación por falla del material. De forma cuantitativa, el parámetro de Lode juega un papel significativo para valores de triaxialidad moderadas o bajas de signo negativo y es despreciable en para valores altos de triaxialidad.

2.5 Estados de esfuerzo y deformación plana

Un material experimenta estado de esfuerzo plano cuando todas las componentes de esfuerzo se encuentran comprendidas en un mismo plano. Si se considera que el plano es xy , se verifica que $\sigma_z = \tau_{xz} = \tau_{yz} = 0$, y el tensor de esfuerzos y deformaciones quedan de la siguiente forma:

$$[\sigma_{ij}]_{xyz} = \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & 0 \\ \tau_{yx} & \sigma_y & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (2.29)$$

$$[\varepsilon_{ij}]_{xyz} = \begin{bmatrix} \varepsilon_x & \gamma_{xy}/2 & 0 \\ \gamma_{yx}/2 & \varepsilon_y & 0 \\ 0 & 0 & \varepsilon_z \end{bmatrix} \quad (2.30)$$

Por otro lado, un material experimenta estado de deformación plana cuando las deformaciones en un sólido se producen exclusivamente en un plano. En otras palabras, para que se produzca deformación plana en un material, una de las componentes debe ser lo suficiente grande en comparación a las demás como para no producir un cambio significativo en la dirección de dicha componente. En este caso, si se considera que la deformación no ocurre en dirección del eje z , se tendrán las siguientes componentes en el tensor de esfuerzos y deformaciones:

$$[\sigma_{ij}]_{xyz} = \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & 0 \\ \tau_{yx} & \sigma_y & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_z \end{bmatrix} \quad (2.31)$$

$$[\varepsilon_{ij}]_{xyz} = \begin{bmatrix} \varepsilon_x & \gamma_{xy}/2 & 0 \\ \gamma_{yx}/2 & \varepsilon_y & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (2.32)$$

Si consideramos una placa sometida a fatiga como la que se presenta en figura 2.5, el espesor tendrá un rol importante para determinar si en ella existe un estado de esfuerzo plano o deformación plana. Si la placa es gruesa, la profundidad del material paralelo al frente de la grieta tiende a restringir el flujo plástico paralelo a la misma. Así, esta restricción en la

dirección paralela a la grieta da como resultado la aparición de una tercera componente de esfuerzo, σ_z (ver figura 2.5) significativamente importante y paralela al borde de la grieta. En este caso, el material delante de la grieta se deforma bajo condición de esfuerzo triaxial y de deformación plana. Por otra parte, en una placa delgada el material no sufre esta restricción y éste puede estirarse en la placa o causar su estrechamiento como resultado del cizallamiento que ocurre en los planos de 45° con el plano de la placa. Esta deformación paralela al frente de la grieta tiende a relajar las correspondientes componentes del esfuerzo σ_z . Este caso corresponde a un estado de esfuerzo plano ($\sigma_z \approx 0$).

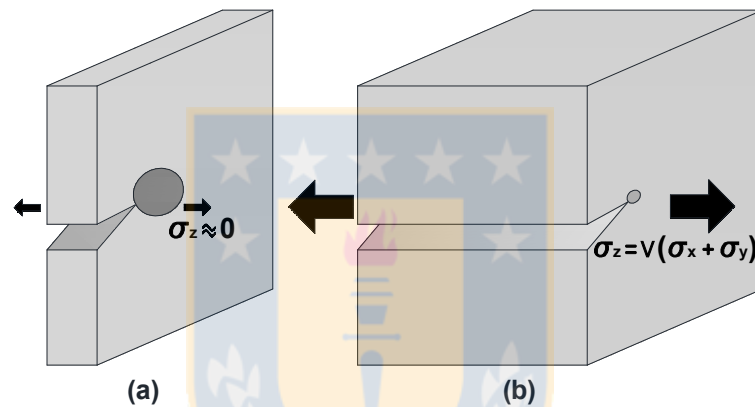


Figura 2.5. Estado en la placa. (a) Condición de esfuerzo plano y (b) Condición de deformación plana.

Fuente: Flores (2016) [9].

En investigación sobre propagación de grietas por fatiga en probetas de tensión compacta para diferentes estados de carga (I, II o III), Chambel et al. (2016) [15] mencionan que el modo de fractura I es dominante para estados de deformación plana, lo cual se concluye por valores altos de integral-J y posteriormente le sigue el modo III. Mientras que para un modo de fractura de cizalla se tienen valores bajos de integral-J.

2.6 La integral J

La integral J representa la liberación energética, que bajo un estado de esfuerzo determinado, acompaña a la propagación de una grieta, aún cuando la plasticidad de la misma es considerable. Para un material elástico no lineal y teniendo en cuenta la disposición del marco

de referencia mostrado en figura 2.6, es posible definir una integral de línea alrededor de la punta de una grieta que es independiente del camino recorrido (Γ), según ecuación (2.33):

$$J = \oint_{\Gamma} \left(W dy - T \frac{\partial u}{\partial x} d\Gamma \right) \quad (2.33)$$

Donde:

Γ : Camino de integración arbitrario que va en sentido anti-horario.

W : Energía de deformación por unidad de volumen.

T : Vector de esfuerzos en el contorno de la grieta, Γ (fuerzas por unidad de superficie).

u : Vector de desplazamientos.

$d\Gamma$: Elemento diferencial de arco de la curva Γ .

La densidad de energía de deformación (W) viene dada por la expresión (2.34):

$$W = \int_0^{\varepsilon_{ij}} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij} \quad (2.34)$$

Donde:

ε_{ij} : Tensor de deformaciones.

σ_{ij} : Tensor de esfuerzos.

J es una medida del grado de deformación alcanzado en el fondo de entalla, evaluado a través de una integral de la densidad de energía de deformación. Se relaciona con los factores de intensidad de esfuerzos ($K_{I,II,III}$) a través de la ecuación (2.35). Para más detalle sobre integral J , ver Arana et al. (2002) [22].

$$J = \frac{K_I^2}{E'} + \frac{K_{II}^2}{E'} + \frac{1+\nu}{E} K_{III}^2 \quad (2.35)$$

Donde:

$E' = E$: Módulo de elasticidad para condiciones de esfuerzo plano.

$E' = \frac{E}{1-\nu^2}$: Módulo de elasticidad para condiciones de deformación plana.

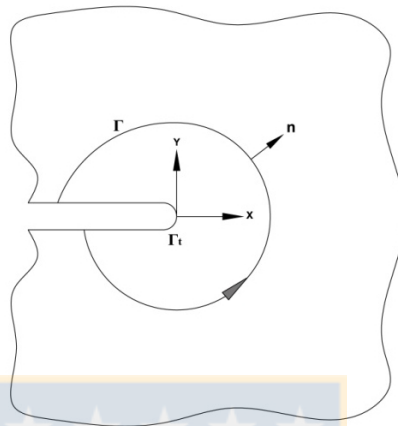


Figura 2.6. Marco de referencia para una trayectoria cerrada Γ y contorno Γ_t (borde de grieta). Fuente: modificado de Arana et al. (2002) [22].

Finalmente, en tabla 2.1 se presenta un resumen con lo que se sabe y espera según teoría, respecto de: geometría de probeta, modos de fractura, estado de esfuerzo y deformación que gobiernan la propagación de una grieta, ondas de propagación, RT y ángulo de subida.

Tabla 2.1. Resumen del comportamiento esperado en probetas según teoría. Fuente: elaboración propia.

Geometría	Modos de fractura	Estado tensión/deformación	Propagación de ondas	Parámetro de emisión acústica RT	Ángulo de subida (<i>rise angle</i>)
Probeta gruesa	Modo de tracción (Modo I)	Deformación plana	Ondas longitudinales (ondas P)	Bajo RT	Elevado ángulo de subida
Probeta delgada	Modo de cizalla (Modo II o III)	Esfuerzo plano	Ondas transversales (ondas S)	Elevado RT	Bajo ángulo de subida

CAPÍTULO 3

Ensayo de fatiga en probeta CT

3.1 Introducción

Se somete a fatiga dos probetas de tipo tensión compacta (CT) con geometrías diferentes, con el objetivo de comparar el estado de tensión plana con el estado de deformación plana. El tiempo de duración de cada ensayo se correlaciona con parámetros AE para observar el comportamiento de éstos ante cambios en los modos de fractura que deben presentarse en diferentes estados de tensión, como se mencionó en la sección 2.1.5.

3.2 Geometría y material

Se utiliza una probeta de 4 [mm] de espesor para representar el estado de esfuerzo plano y una probeta de 25 [mm] de espesor para representar el estado de deformación plana, tal y como se muestra en figura 3.1. El material empleado es acero ASTM A36, por ser uno de los más utilizados en la industria.

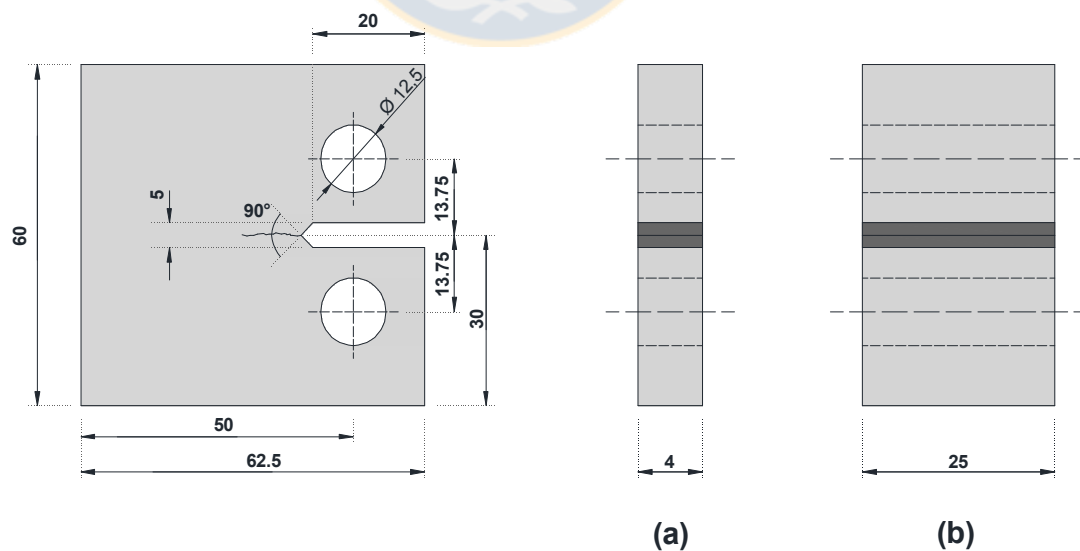


Figura 3.1. Geometría del ensayo en [mm]. (a) Probeta delgada para representar estado de esfuerzo plano y (b) Probeta gruesa para representar estado de deformación plana. Fuente: elaboración propia.

3.3 Procedimiento y montaje del ensayo

El ensayo consiste en aplicar a ambas probetas CT una fuerza senoidal de amplitud constante y frecuencia de 10 [Hz], entre un valor $P_{min} = 1 [kN]$ y $P_{max} = 10 [kN]$, para la probeta delgada y un valor $P_{min} = 6,25 [kN]$ y $P_{max} = 62,5 [kN]$, para la probeta gruesa. La diferencia en los valores de carga se escoge a modo de iniciar el ensayo con un esfuerzo máximo equivalente entre ambos especímenes, con el objetivo de reducir variables que puedan influir en la comparación final. Considerando la geometría y cargas máximas para ambos ensayos, se estima un esfuerzo inicial sobre las probetas de $\sigma_{inicial} = 62,5 [MPa]$. Figura 3.2 muestra el estado de carga aplicado a cada probeta.

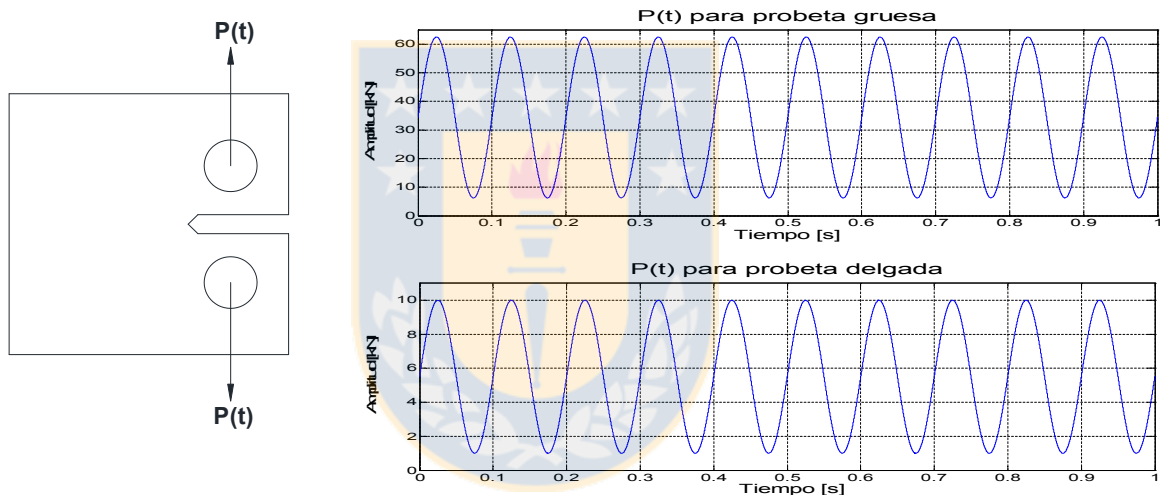


Figura 3.2. Aplicación de carga a ambas probetas CT. Fuente: elaboración propia.

Para aplicar la carga se utiliza la máquina Instron 8801. Los orificios de la probeta CT son previamente lijados y a los pasadores se le agrega vaselina para disminuir el ruido por roce. El dispositivo de adquisición de datos utilizado es un módulo NI 6366 con una frecuencia de muestreo máxima de 2 [MHz] y un rango de medición de $\pm 10 [V]$. Se utiliza un sensor de AE modelo Kistler Piezotron 8152B211 el cual se fija mecánicamente a través de una prensa de sujeción. Las características de este sensor son: sensibilidad: $48 \text{ dB}_{\text{ref}} [V/(m/s)]$ (aprox. $251 [mV/mm/s]$) y rango de frecuencia: 100 a 900 [kHz]. Adicionalmente se utiliza un acelerómetro para registrar el número de ciclos transcurridos del ensayo. Las características de este sensor son: sensibilidad ($\pm 10 \%$): $100 [mV/g]$; rango de medición: $\pm 50 [g]$; rango de frecuencia: 1 a

10000 [Hz] y frecuencia resonante: 32 [kHz]. De este modo, el montaje del ensayo es el mostrado en figura 3.3.

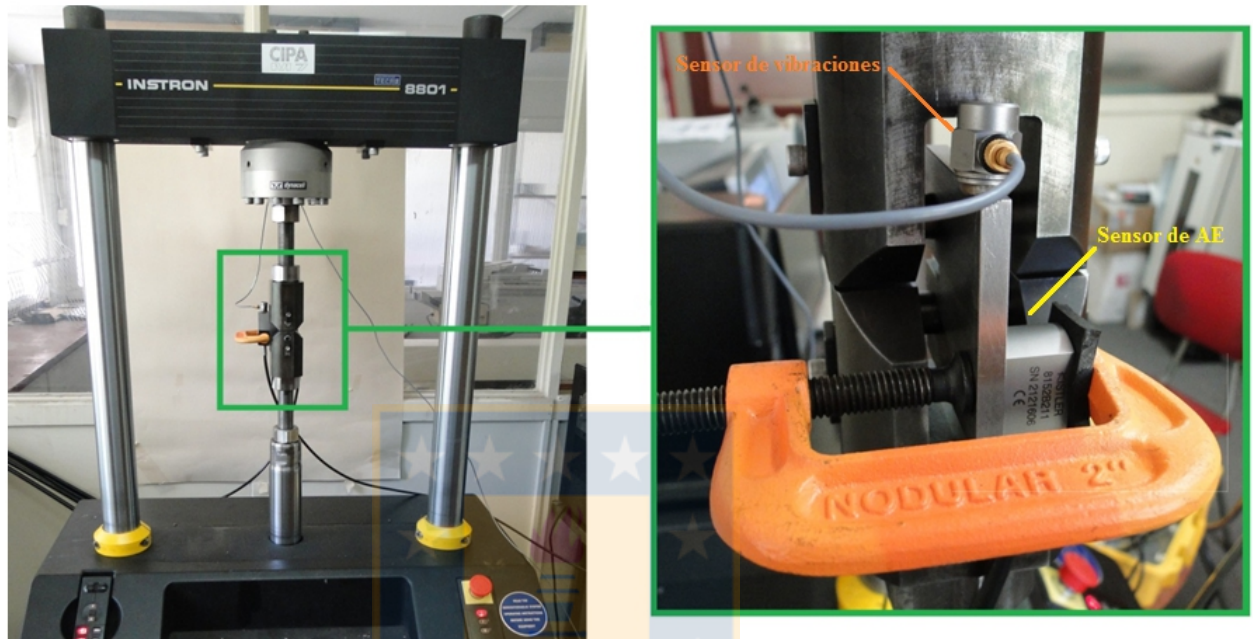


Figura 3.3. Montaje de probetas CT y sensores. Fuente: elaboración propia.

3.4 Resultados

Como resultado preliminar, se muestra la fotografía de ambas probetas de tensión compacta ya fracturadas. Como se puede apreciar en figura 3.4, existe un cambio en el modo de fractura de la probeta delgada en comparación con la probeta gruesa. Se observa que existe una inclinación a medida que la probeta delgada se acerca a la fractura final. Esta inclinación ocurre aproximadamente a 45° con respecto al plano de crecimiento inicial de grieta. Con esto, la probeta experimenta un cambio desde un modo de fractura en tracción a un modo de fractura en cizalla. En figura 3.5 se presenta un acercamiento de la fractura de probeta delgada.

Desde el punto de vista de las emisiones acústicas, en figura 3.6 se presentan gráficas de duración de señal (*signal duration*) para ambas probetas. El nivel de umbral se escoge luego de una inspección visual de la forma de onda de los transientes, con el objetivo de eliminar el

ruido. De esta forma, se establece un nivel de umbral de 0.048 y 0.026 [Volts] para las probetas gruesa y delgada, respectivamente. La línea roja vertical indica el tiempo en que por primera vez se observa la aparición de la grieta. Para el caso de probeta gruesa es a los 3800 [s] y para probeta delgada 2100 [s]. Se puede apreciar que no existe mayor diferencia entre el tiempo de duración de señal para ambos ensayos una vez iniciado el crecimiento de grieta. La duración de cada transiente ronda entre los 500 y 2500 [μ s], con un comportamiento levemente creciente para ambas geometrías a medida que se aproxima la fractura final. Notar además que, antes de la aparición de la grieta existe actividad de AE, posiblemente por un reordenamiento microestructural dentro del material.

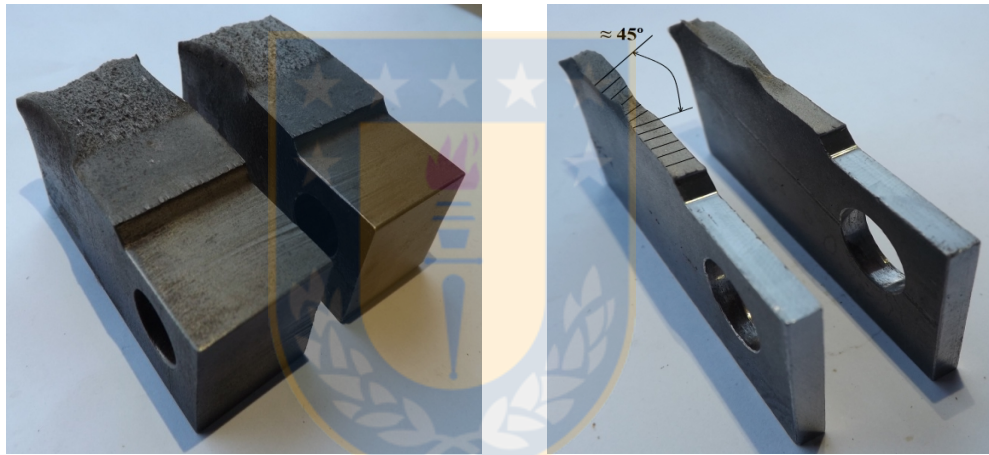


Figura 3.4. Fractura final de ambas probetas. Fuente: elaboración propia.

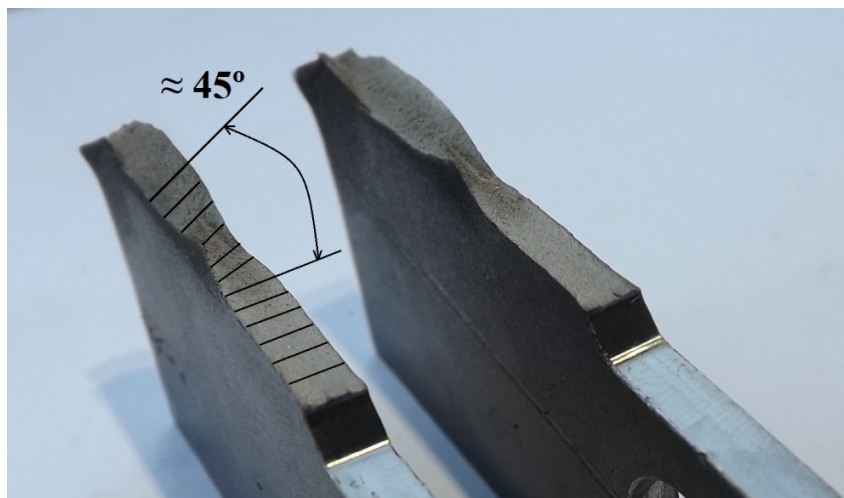


Figura 3.5. Acercamiento a fractura de probeta delgada. Fuente: elaboración propia.

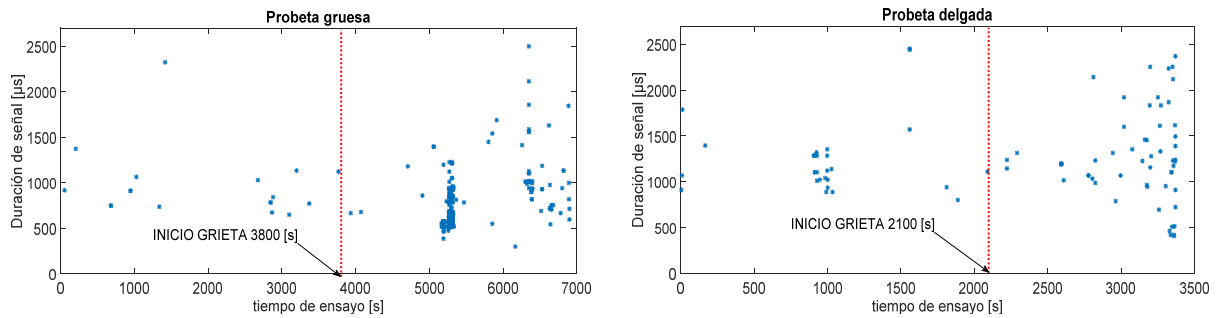


Figura 3.6. Duración de señal para ambas probetas. Fuente: elaboración propia.

Figura 3.7 muestra otro parámetro indicativo de la morfología de los eventos de AE, el tiempo de subida (*rise time*). Al igual como sucede para el caso de duración de señal, no se observan mayores diferencias entre un ensayo y otro. El valor ronda entre los 50 y 1000 μs para ambas probetas y también, con una leve tendencia de incremento al final del ensayo. De igual manera en figura 3.8 se presenta el parámetro amplitud máxima (*peak amplitude*), el cual tiene un rango, luego de iniciada la grieta, de entre 0.1 a 0.4 [Volts] para ambas probetas. Sin embargo, a diferencia de lo que ocurre con los dos parámetros anteriores, la amplitud máxima, no presenta un aumento a medida que las probetas se acercan a su fractura final, manteniéndose prácticamente constante.

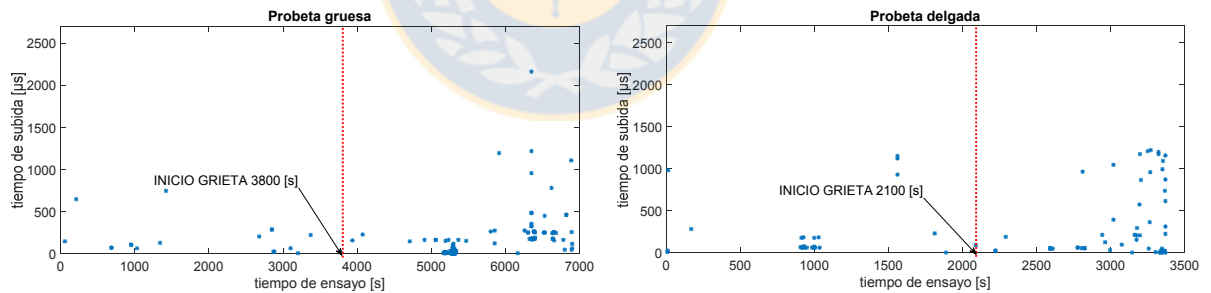


Figura 3.7. Tiempo de subida para ambas probetas. Fuente: elaboración propia.

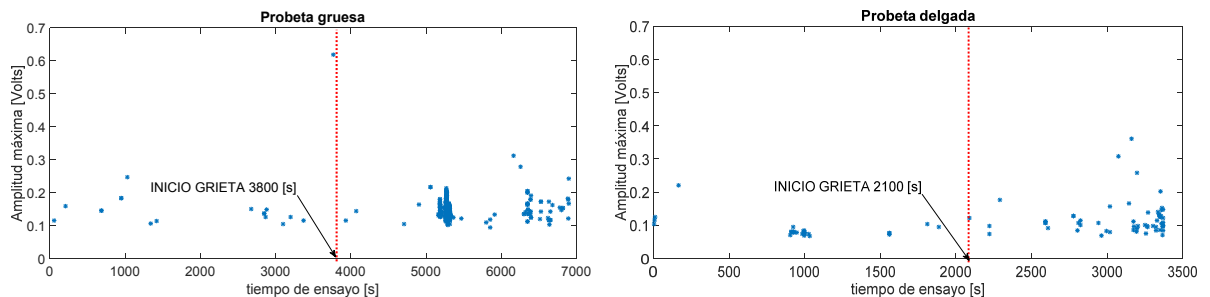


Figura 3.8. Amplitud máxima para ambas probetas. Fuente: elaboración propia.

Finalmente, en figura 3.9 se presenta el parámetro RA , el cual representa la razón entre el tiempo de subida y la amplitud máxima, lo que a su vez es indicativo de la pendiente de cada transiente. Se puede observar que, a pesar de ser levemente más pronunciada la pendiente en el ensayo de probeta delgada, ambas geometrías muestran la tendencia al alza a medida que la grieta se acerca a la fractura final.

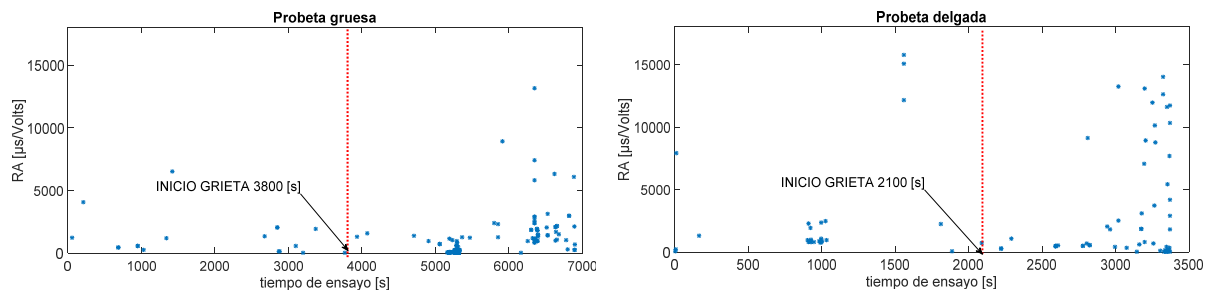


Figura 3.9. RA para ambas probetas. Fuente: elaboración propia.

El nivel de umbral que se escoge para ambas geometrías es crítico para obtener resultados confiables, principalmente para el parámetro tiempo de subida. El algoritmo utilizado en este trabajo no discrimina entre dos o más eventos cercanos, como los que se muestran en figura 3.10. Se observa que se introduce un error al estimar el tiempo de subida en cada señal, amplificando el valor real de este parámetro cuando el algoritmo toma el primer evento de referencia que sobrepasa el umbral y culmina en la amplitud máxima del último. La solución a este inconveniente es aumentar el nivel de umbral. Sin embargo, incrementar demasiado el umbral puede ocasionar una pérdida de información respecto a la morfología del *burst*.

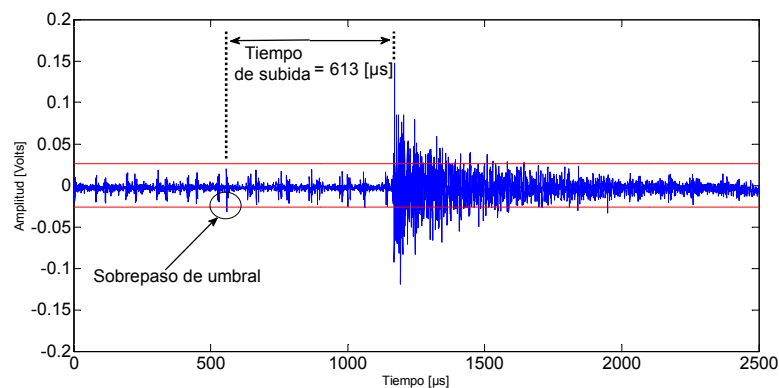


Figura 3.10. Errores en estimación del tiempo de subida por elecciones bajas de nivel de umbral. Fuente: elaboración propia.

Para prescindir del error planteado anteriormente, se seleccionan dos intervalos de tiempo de duración para cada ensayo, que son representativos del crecimiento de grieta en el material y se extraen 9 transientes de cada zona para observar la morfología real de las señales. Para el caso de la probeta gruesa, se eligen los intervalos: zona 1 (entre 4000 y 5000 [s]) y zona 2 (entre 6000 y 7000 [s]), y para la probeta delgada, se eligen los intervalos: zona 3 (entre 2000 y 2500 [s]) y zona 4 (entre 3000 y 3500 [s]), tal como se muestra en figura 3.11.

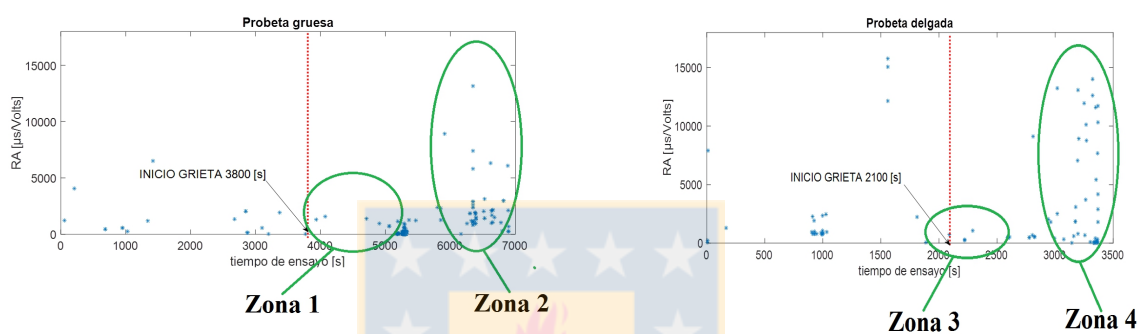


Figura 3.11. Representación de selección de intervalos de tiempo de cada ensayo. Fuente: elaboración propia.

Figura 3.12, 3.13, 3.14 y 3.15 muestran los 9 transientes extraídos de las zonas 1, 2, 3 y 4 respectivamente. Para la probeta gruesa se observa un evidente cambio en la morfología de los *burst*, lo que se refleja cuantitativamente con el parámetro *RA*, el cual cambia de 63 a 1850 [$\mu\text{s}/\text{Volts}$] en promedio, es decir, 29 veces más grande. Sin embargo, para la probeta delgada no se aprecia dicho cambio, manteniéndose prácticamente constante los valores del *RA* entre 422 y 450 [$\mu\text{s}/\text{Volts}$] en promedio para ambas zonas. En tabla 3.1, se muestran los valores más indicativos de la forma de onda de los 9 transientes extraídos por cada zona, estos son: tiempo de subida, amplitud máxima y *RA*.

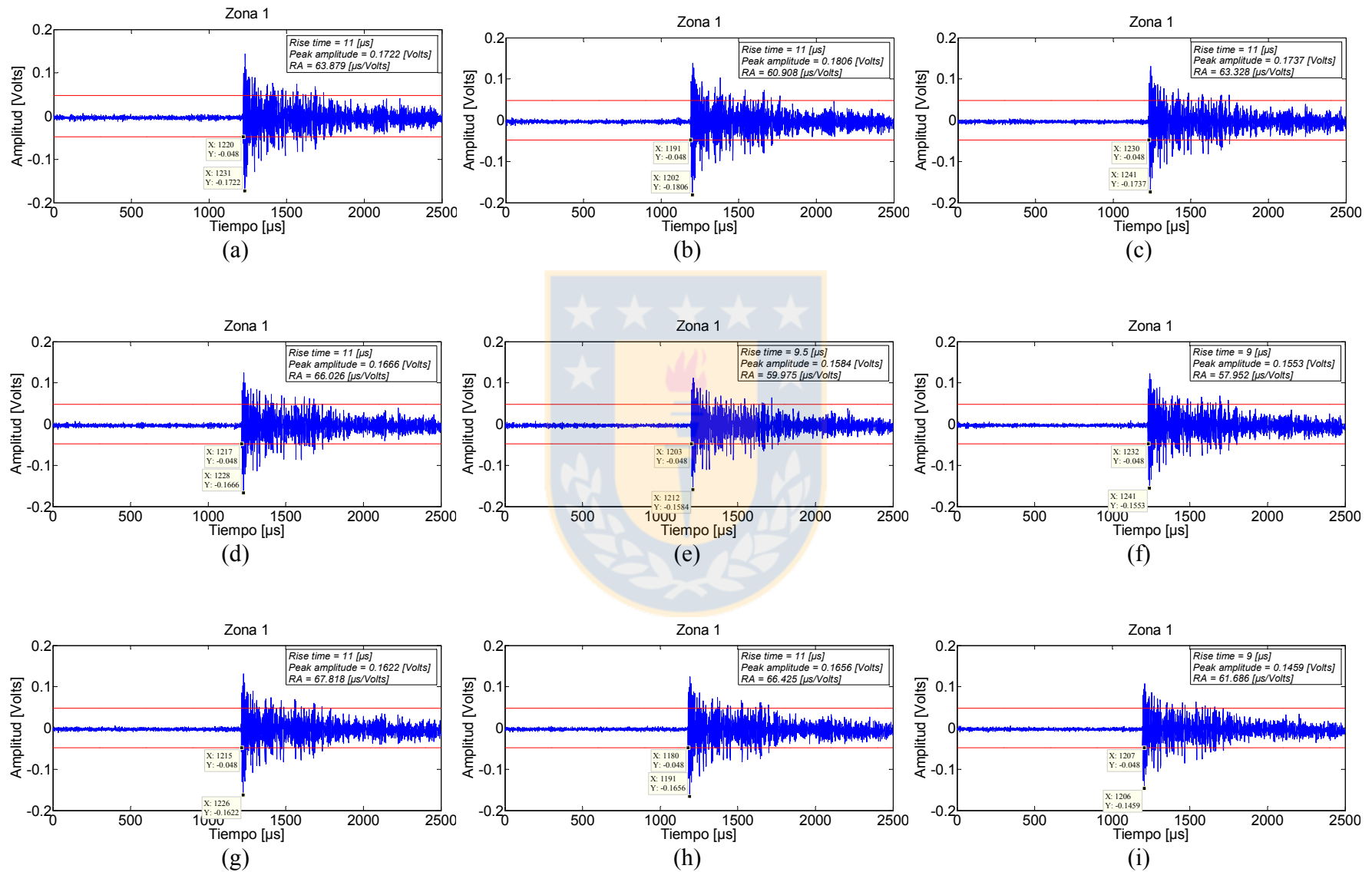


Figura 3.12. Transientes extraídos de zona 1. Umbral de 0.048 [Volts]. Fuente: elaboración propia.

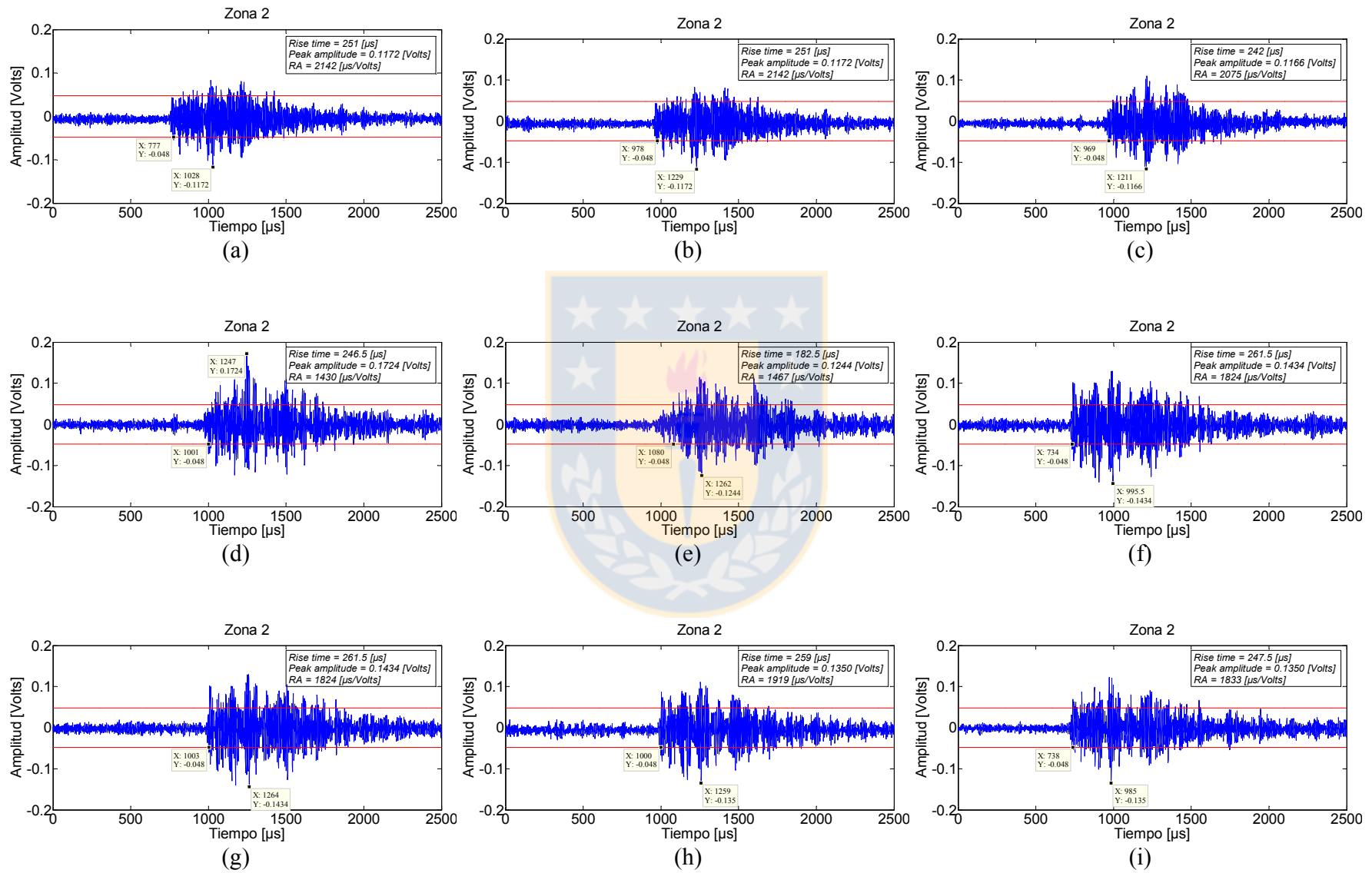


Figura 3.13. Transientes extraídos de zona 2. Umbral de 0.048 [Volts]. Fuente: elaboración propia.

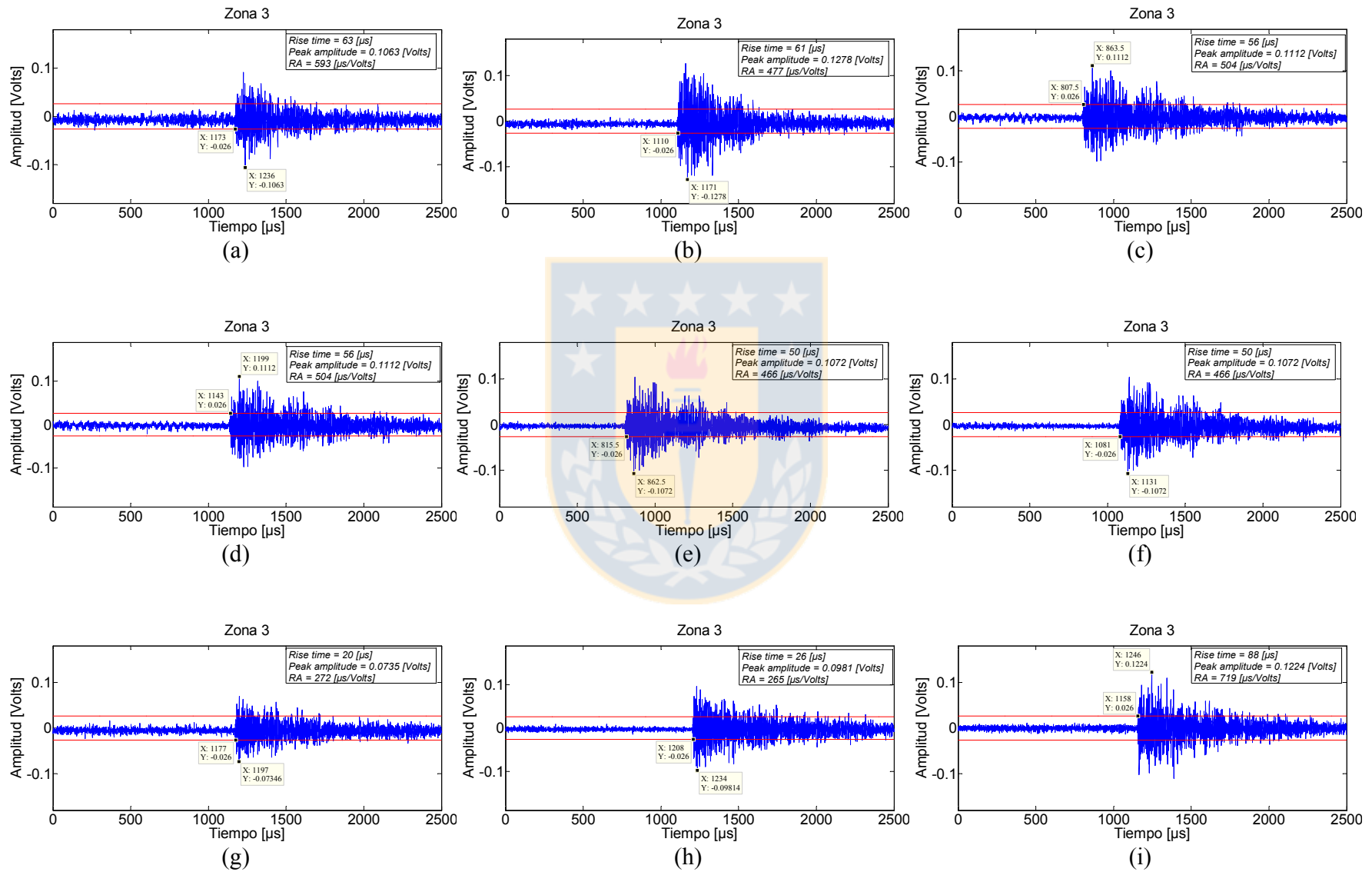


Figura 3.14. Transientes extraídos de zona 3. Umbral de 0.026 [Volts]. Fuente: elaboración propia.

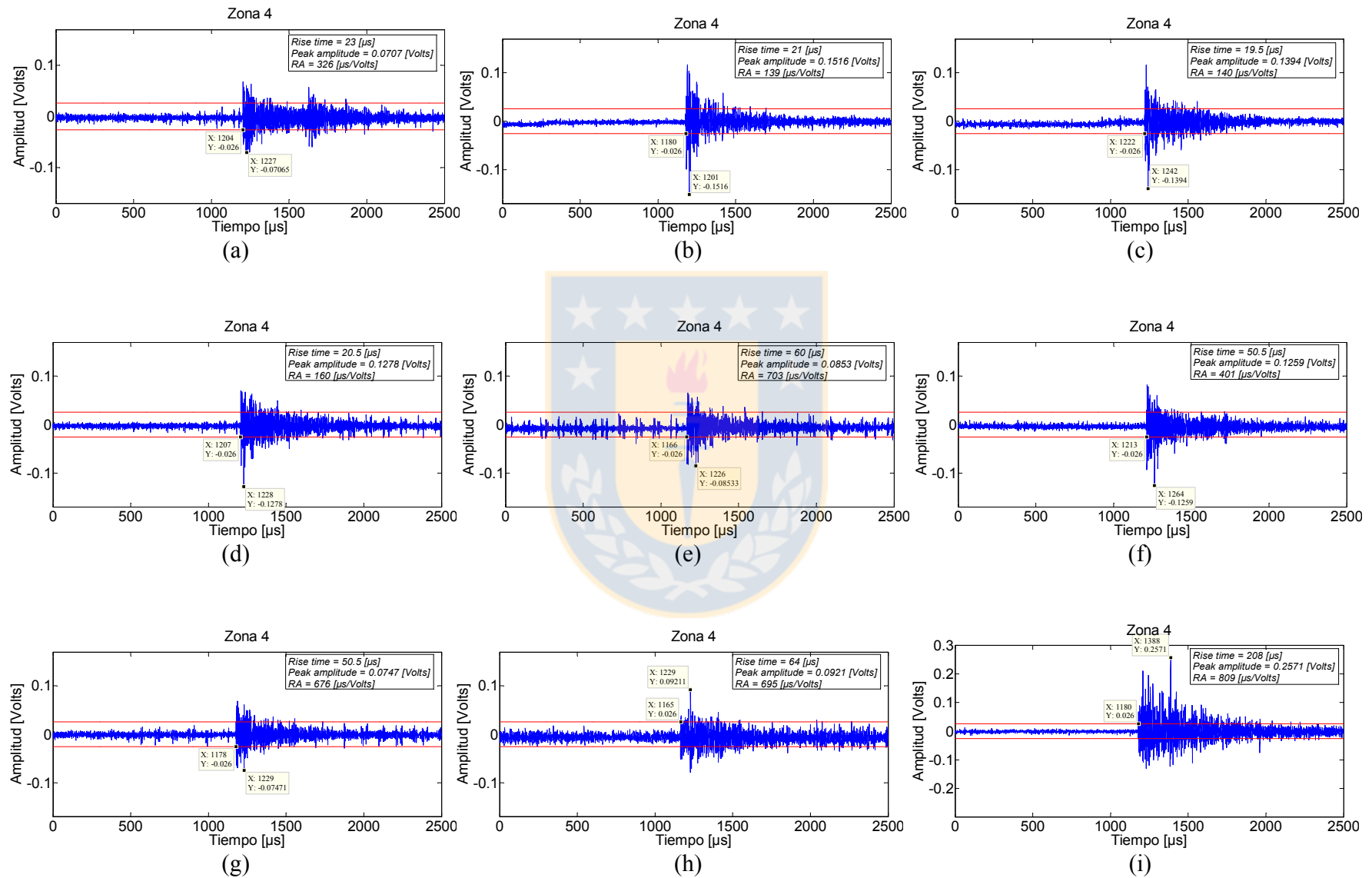


Figura 3.15. Transientes extraídos de zona 4. Umbral de 0.026 [Volts]. Fuente: elaboración propia.

Tabla 3.1. Valores de parámetros representativos de cada zona. Fuente: elaboración propia.

Fig.	Zona 1			Zona 2			Zona 3			Zona 4		
	Rise time [μs]	Peak amp. [Volts]	RA [$\frac{\mu s}{Volts}$]	Rise time [μs]	Peak amp. [Volts]	RA [$\frac{\mu s}{Volts}$]	Rise time [μs]	Peak amp. [Volts]	RA [$\frac{\mu s}{Volts}$]	Rise time [μs]	Peak amp. [Volts]	RA [$\frac{\mu s}{Volts}$]
(a)	11	0.1722	63.879	251	0.1172	2142	63	0.1063	593	23	0.0707	326
(b)	11	0.1806	60.908	251	0.1172	2142	61	0.1278	477	21	0.1516	139
(c)	11	0.1737	63.328	242	0.1166	2075	56	0.1112	504	19.5	0.1394	140
(d)	11	0.1666	66.026	246.5	0.1724	1430	56	0.1112	504	20.5	0.1278	160
(e)	9.5	0.1584	59.975	182.5	0.1244	1467	50	0.1072	466	60	0.0853	703
(f)	9	0.1553	57.952	261.5	0.1434	1824	50	0.1072	466	50.5	0.1259	401
(g)	11	0.1622	67.818	261.5	0.1434	1824	20	0.0735	272	50.5	0.0747	676
(h)	11	0.1656	66.425	259	0.1350	1919	26	0.0981	265	64	0.0921	695
(i)	9	0.1459	61.686	247.5	0.1350	1833	88	0.1224	719	208	0.2571	809
\bar{X}	10.4	0.1645	63.110	244.7	0.1338	1851	52.2	0.1072	422	57.4	0.1250	450

3.5 Discusión

Los parámetros AE, tales como duración de señal, tiempo de subida y *RA* experimentan un incremento a medida que la probeta CT se acerca a fractura final, indistintamente de si se trata del ensayo de deformación plana (probeta gruesa) o ensayo de tensión plana (probeta delgada). Sólo el parámetro de amplitud máxima parece mantener un comportamiento constante durante el transcurso de los ensayos. Esto se observa de las gráficas 3.6 a 3.9. Sin embargo, el algoritmo utilizado para extraer dichas gráficas es extremadamente sensible al nivel de umbral escogido, lo que puede introducir errores en la estimación de los parámetros que dependen del umbral, los cuales son precisamente aquellos que experimentan una leve alza a medida que la probeta se acerca a la fractura final. Sólo el parámetro amplitud máxima, que precisamente es independiente del umbral, no presenta dicho aumento. Se requiere entonces, analizar la forma de onda para diferenciar un posible cambio en la morfología de un *burst*.

Al observar la forma de onda de los transientes, es posible ver un evidente cambio en la morfología de los *burst* para la probeta gruesa, entre las zonas 1 y 2. Esto se cuantifica y se hace más claro cuando se observa la tabla 3.1 en donde se aprecia que el parámetro *RA* cambia de 63

a 1850 [$\mu\text{s}/\text{Volts}$] en promedio. Sin embargo, para la probeta delgada, no es posible identificar un cambio significativo en las formas de onda, lo que queda de manifiesto en tabla 3.1, al no existir mayor diferencia entre los promedios del parámetro RA para las zonas 3 y 4.

Una posible explicación al comportamiento experimentado en probeta gruesa es que, al iniciar el ensayo, el área de resistencia de la probeta tipo CT es suficientemente grande para representar un estado de deformación plana, condición que tiende a perderse a medida que la grieta avanza y se reduce esta área. En otras palabras, la probeta gruesa posibilitaría la transición de modos de fractura al reducirse el área de resistencia. Por el contrario, la probeta delgada en todo momento mantendría su condición de esfuerzo plano, imposibilitando una transición en los modos de fractura, manteniendo constante la forma de onda durante todo el tiempo de ensayo y por consiguiente un RA prácticamente invariable. Sin embargo, es necesario realizar más cantidad de ensayos bajo diferentes condiciones de carga y en general, en diferentes materiales para llegar a una conclusión definitiva.

Con respecto al evidente cambio en el plano de crecimiento de grieta (de 0 a 45°) que se observa en figuras 3.4 y 3.5, hay que mencionar que dicho plano inclinado se presenta en una etapa avanzada del crecimiento de grieta, es decir, cuando la probeta ha llegado prácticamente a su fractura final, reduciendo al mínimo el tiempo de recolección de AE. En otras palabras, no fue posible recoger datos de AE para la zona en que se muestra un evidente cambio en los planos de crecimiento de grieta de la probeta delgada, ya que cuando esto ocurre, dicha probeta ha llegado a su fractura final.

CAPÍTULO 4

Uso de AE para localización de grietas en estructuras

4.1 Introducción

El ensayo consiste en simular una fuente de emisión acústica en una tubería del Laboratorio de Termofluidos del Departamento de Ingeniería Mecánica. La fuente es generada a través del rompimiento de una mina de lápiz según norma ISO 22096, en ubicaciones conocidas. Se espera encontrar la ubicación precisa del rompimiento de la mina de lápiz utilizando dos sensores de emisión acústica.

4.2 Geometría

La tubería es de acero al carbón con costura y 2.5 [in] de diámetro nominal. Los sensores se ubican a 4 [m] de distancia y se realizan 5 rompimientos de mina de lápiz cada 50 [cm] en 7 posiciones equidistantes. De esta forma, la geometría del sistema es la mostrada en figura 4.1.

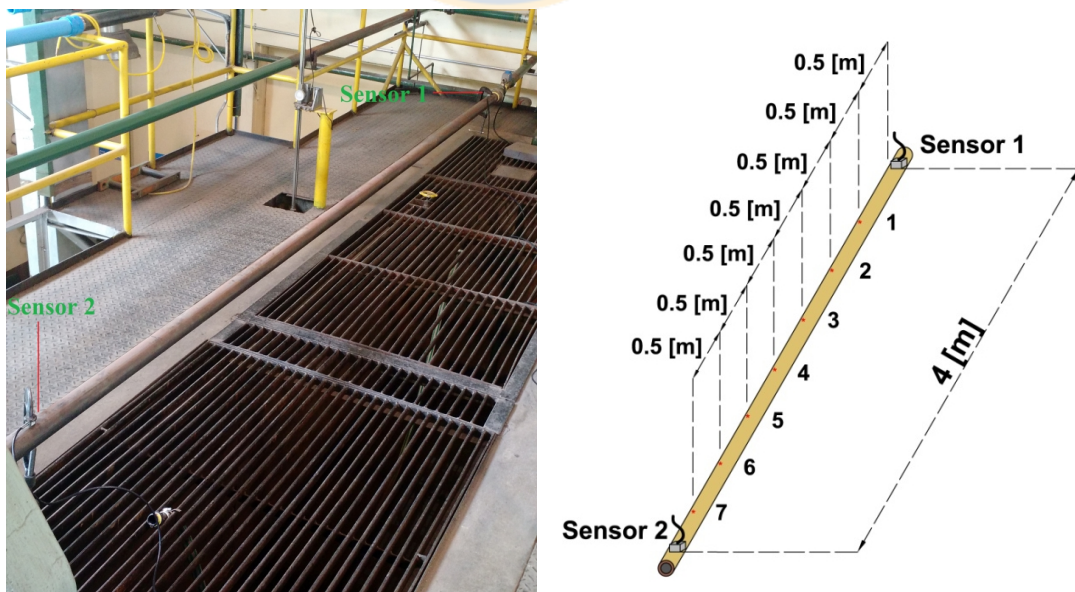


Figura 4.1. Esquema y geometría del ensayo de localización. Fuente: elaboración propia.

Se utiliza el método del TOA (*time of arrival*) Mohd et al. (2012) [23] para determinar la ubicación del defecto (fuente de AE) y se fijan diferentes niveles de umbral. La velocidad de propagación de la onda de AE se calibra tomando como patrón de referencia la distancia conocida entre sensores, dicha calibración se realiza para cada uno de los niveles de umbral escogidos. La ecuación que determina la posición de la fuente de emisión acústica se describe a continuación.

$$d_{1,2} = 0.5(D \pm c \cdot \Delta t) \quad (4.1)$$

Donde:

- d_1 : Distancia entre la fuente de grieta y sensor 1.
- d_2 : Distancia entre la fuente de grieta y sensor 2.
- D : Distancia entre sensores.
- c : Velocidad de propagación de onda calibrada.
- Δt : Diferencia en tiempos de llegada.

4.3 Fijación de umbral

Se fijan tres niveles de umbral, con el fin de observar su influencia en la determinación de la velocidad de propagación real de la onda de AE en el metal. El primer umbral se fija a 2 veces el nivel máximo alcanzado por el ruido, el segundo se fija en un valor medio de la amplitud máxima de un *burst* y finalmente, el tercer nivel de umbral se fija a un 90% de la amplitud máxima de un *burst*, tal y como se observa en figura 4.2.

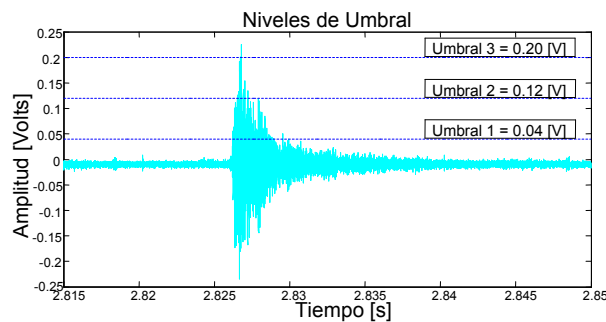


Figura 4.2. Fijación de los 3 niveles de umbral. Fuente: elaboración propia.

4.4 Resultados

Considerando la simetría de la tubería, se presentan solo los resultados hasta la mitad de ésta. En otras palabras se muestran las mediciones en los quiebres de mina de las posiciones: 1 (50 [cm] de sensor 1), 2 (100 [cm] de sensor 1), 3 (150 [cm] de sensor 1) y 4 (200 [cm] de sensor 1).

En tabla 4.1 se muestra el valor de los tres niveles de umbral escogidos para cada una de las 4 posiciones y el respectivo valor de velocidad de propagación real calibrada. La calibración de velocidad es un promedio de los 5 quiebres de mina de lápiz por cada posición que se obtiene observando la distancia real entre la fuente de AE y la ubicación de uno de los sensores. En otras palabras, de ecuación (4.1) se despeja la velocidad como incógnita y se utilizan las distancias conocidas, $d_{1,2}$. El objetivo de realizar la calibración de esta forma, es poder observar qué tan variable son los resultados para los tres niveles de umbral escogidos. En tablas 4.2 a 4.4 se presentan los resultados de las distancias calculadas por el método del TOA para los niveles de umbral 1 a 3 respectivamente, promediando los valores obtenidos en los 5 quiebres de mina de lápiz. Resulta evidente observar que existe poca variabilidad para el umbral 1. De esta forma, en un caso real en donde no se conozca la fuente de grieta, se recomienda calibrar una velocidad a partir de distancias conocidas y con un nivel de umbral lo más bajo posible.

Tabla 4.1. Valores de umbral y velocidad para posiciones 1 a 4. Fuente: elaboración propia.

Posición	Umbral 1 [Volts]	Velocidad 1 [m/s]	Umbral 2 [Volts]	Velocidad 2 [m/s]	Umbral 3 [Volts]	Velocidad 3 [m/s]
1	0.04	3145	0.12	2827	0.20	2271
2	0.04	3278	0.12	2746	0.20	3025
3	0.04	3295	0.12	2953	0.20	3455
4	0.04	-	0.12	-	0.20	-

Tabla 4.2. Distancias calculadas por el método del TOA para umbral 1. Fuente: elaboración propia.

Posición	d_1 real [cm]	Promedio d_1 calculado [cm]	d_2 real [cm]	Promedio d_2 calculado [cm]	Promedio (Δt) [μs]	Error absoluto [cm]
1	50	49.7476	350	350.2524	956	± 0.2524
2	100	100.3488	300	299.6512	608	± 0.3488
3	150	150.0396	250	249.9604	303	± 0.0396
4	200	200.4310	200	199.5690	33	± 0.4310

Tabla 4.3. Distancias calculadas por el método del TOA para umbral 2. Fuente: elaboración propia.

Posición	d ₁ real [cm]	Promedio d ₁ calculado [cm]	d ₂ real [cm]	Promedio d ₂ calculado [cm]	Promedio (Δt) [μs]	Error absoluto [cm]
1	50	49.4764	350	350.5236	1065	± 0.5236
2	100	99.4964	300	300.5036	732	± 0.5036
3	150	149.0482	250	250.9518	345	± 0.9518
4	200	200.8322	200	199.1678	43	± 0.8322

Tabla 4.4. Distancias calculadas por el método del TOA para umbral 3. Fuente: elaboración propia.

Posición	d ₁ real [cm]	Promedio d ₁ calculado [cm]	d ₂ real [cm]	Promedio d ₂ calculado [cm]	Promedio (Δt) [μs]	Error absoluto [cm]
1	50	47.1610	350	352.8390	1346	± 2.8390
2	100	97.9179	300	302.0821	674	± 2.0821
3	150	146.9322	250	253.0678	307	± 3.0678
4	200	205.2210	200	194.7790	52	± 5.2210

Notar de tabla 4.1 que en la mitad de la tubería (punto 4), no es posible calibrar la velocidad. Esto se debe a que en esa posición, las ondas llegan al mismo tiempo a cada sensor (por lo menos en teoría). Con esto, la diferencia de tiempos de llegada es mínima, y por consiguiente el algoritmo de detección no depende de la velocidad (ver ecuación 4.1). Se observa además que a medida que se incrementa el nivel de umbral, el método se vuelve menos confiable, por el contrario, para bajos niveles de umbral, se obtienen errores inferiores a 1 [cm].

4.5 Discusión

A medida que se aumenta el nivel de umbral, se observa una pérdida de efectividad en el método de localización, llegando a encontrar errores superiores a 5 [cm]. Una posible explicación a este comportamiento es que, a medida que la onda golpea el sensor y se desarrolla en la forma que ya conocemos (burst), el valor máximo representa una combinación de señales que llegan al sensor luego de ser reflejadas y/difractadas en las paredes del material y que no necesariamente son iguales en ambos sensores, por lo tanto, puede introducir errores en cuanto a calcular la diferencia en tiempos de llegada. Por otro lado, un umbral bajo caracteriza a las primeras señales que llegan a ambos sensores (ondas P viajan más rápido y sin interferencias de

por medio) por ende, la determinación de la diferencia en los tiempos de llegada es más precisa, provocando una mayor exactitud en el método.

4.6 Metodología para localización en tuberías de diámetros grandes o estanques cilíndricos

El ensayo realizado anteriormente se hizo para una tubería de 2.5 [in] de diámetro. En dichas tuberías es innecesario distinguir si la grieta se encuentra en la bisectriz que pasa por los sensores o si la fuente de AE se encuentra en un lugar arbitrario, ubicado en cualquier parte del manto. Si ahora consideramos un estanque como el mostrado en figura 4.3, evidentemente el método del TOA perderá eficacia si la grieta se encuentra en una posición arbitraria de la superficie. Una solución a este problema simplemente es aumentar el número de sensores a tres por ensayo, para realizar un proceso de triangulación. Sin embargo, también es posible ubicar la grieta con sólo dos sensores, o por lo menos encontrar un lugar geométrico de posibles ubicaciones del defecto.

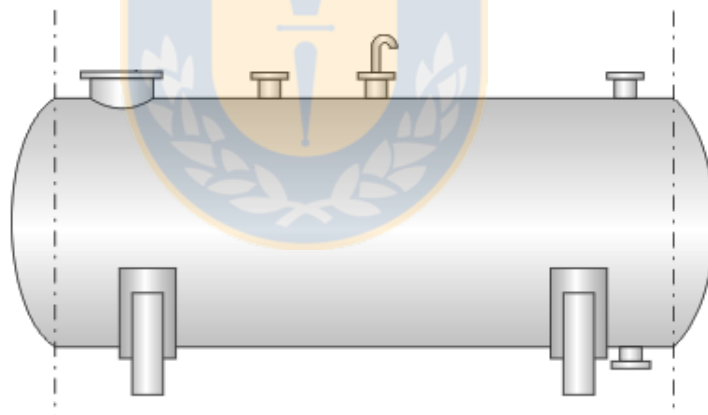


Figura 4.3 Estanque de almacenamiento horizontal. Fuente: elaboración propia.

Consideremos un estanque de radio R , en el cual ubicamos dos sensores a una distancia D para encontrar una grieta en cualquier parte del manto del mismo, tal y como se muestra en figura 4.4 (a). Si desplegamos el manto del estanque en un plano XY y consideramos por simetría, sólo la mitad del perímetro, se tendrá una placa rectangular de largo D y altura πR , como la mostrada en figura 4.4 (b).

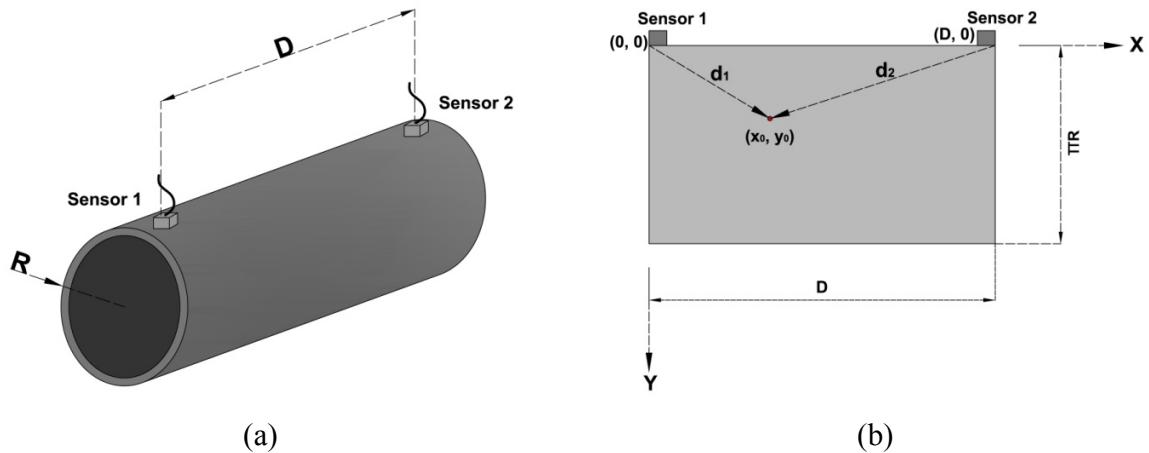


Figura 4.4. Esquema general de estanque de almacenamiento desplegado. Fuente: elaboración propia.

La ubicación de una posible grieta la denotaremos por el punto (x_0, y_0) . Con un sistema de referencia conveniente, la línea que une los sensores será el eje x ($y = 0$), la posición del sensor 1 será el origen del sistema coordenado y la posición del sensor 2 será el punto $(D, 0)$. Las distancias entre la grieta y los sensores 1 y 2, son presentadas en ecuaciones 4.2 y 4.3 respectivamente.

$$d_1 = \sqrt{x_0^2 + y_0^2} \quad (4.2)$$

$$d_2 = \sqrt{(D - x_0)^2 + y_0^2} \quad (4.3)$$

La diferencia de distancias, Δs queda de la siguiente forma:

$$\Delta s = d_1 - d_2 = \sqrt{x_0^2 + y_0^2} - \sqrt{(D - x_0)^2 + y_0^2} \quad (4.4)$$

Elevando dos veces al cuadrado la ecuación 4.4, definiendo $K = (\Delta s)^2 - D^2$ y reordenando la ecuación, hallamos la posición de una grieta ubicada en cualquier punto del plano $(x, y) = (x_0, y_0)$ en función de la diferencia de distancias Δs :

$$4K \cdot x^2 + 4(\Delta s)^2 \cdot y^2 - 4DK \cdot x + 2D^2(\Delta s)^2 - (\Delta s)^4 - D^4 = 0 \quad (4.5)$$

Para cada valor de Δs , se puede resolver la ecuación anterior encontrando una familia de hipérbolas. Estas hipérbolas son lugares geométricos que representan la ubicación de un defecto

en un estanque como el mostrado anteriormente. Utilizando el algoritmo de detección lineal, que se empleó en el ensayo de la tubería de diámetro despreciable, es posible encontrar el lugar geométrico de donde proviene la grieta siguiendo la hipérbola correspondiente. Por ejemplo, en figura 4.5, se presenta una familia de hipérbolas para un estanque de almacenamiento horizontal con un radio $R = 1$ [m], en el cual hemos supuesto una distancia entre sensores de $D = 7$ [m]. Como el algoritmo de detección utilizado anteriormente es para geometrías lineales, un resultado de $d_1 = 2$ [m] y $d_2 = 5$ [m], representa que la solución al problema es todo el conjunto de puntos que comprenden la línea roja, incluido el caso particular en que la grieta se encuentra en la bisectriz que une ambos sensores ($y = 0$).

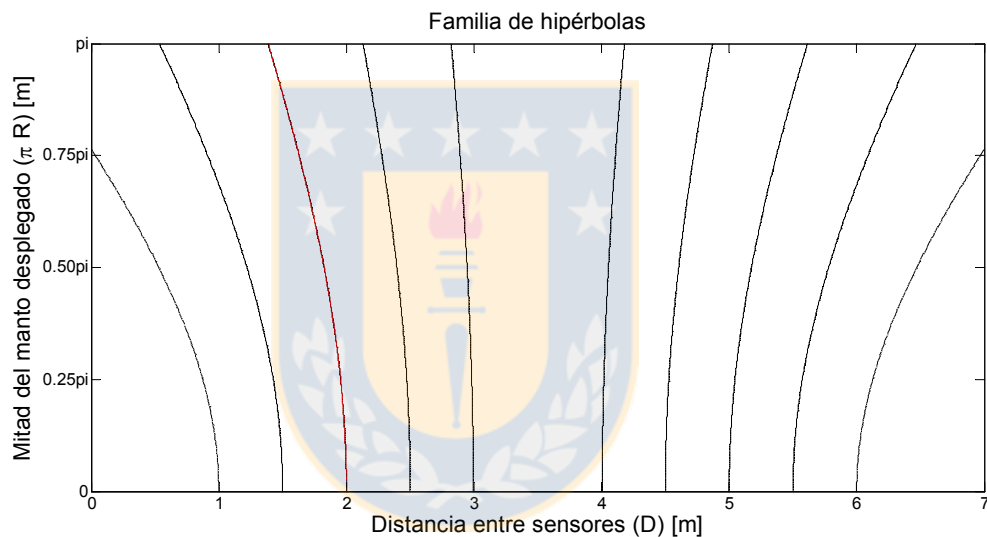


Figura 4.5. Familia de hipérbolas generadas para $D=7$ [m] y $R=1$ [m]. Fuente: elaboración propia.

CAPÍTULO 5

Conclusiones

De la revisión bibliográfica se concluye que a medida que la grieta se aproxima a la fractura final, se experimenta un aumento exponencial en los parámetros de AE, el cual, según se plantea, se debe a la diferencia entre ondas longitudinales y transversales que son características en modos de tracción y cizalla respectivamente. Además, una grieta sometida a un estado de deformación plana presenta modos de fractura predominantemente en tracción, a diferencia de lo que ocurre en estado de tensión plana, la cual presenta modos de fractura en corte.

Los ensayos mecánicos realizados demuestran que el aumento de los parámetros AE ocurre indistintamente de si se trate de un estado de tensión o deformación plana. Sin embargo, los parámetros que exhiben dicho aumento son aquellos que dependen del umbral preestablecido, tales como: el tiempo de subida, la duración de la señal y el *RA*. Por el contrario, el parámetro amplitud máxima, que no depende del umbral, presenta un comportamiento constante durante el tiempo de duración de ambos ensayos. Estos comportamientos se explican porque el algoritmo utilizado en el presente trabajo no logra diferenciar entre dos o más eventos cercanos.

Al analizar la forma de onda de los transientes, se aprecia un evidente cambio en la morfología de los *burst* para la probeta gruesa. Sin embargo, para la probeta delgada, no es posible identificar un cambio significativo. El parámetro *RA* cuantifica ambas observaciones ya que para la probeta gruesa existe un aumento de 29 veces dicho parámetro, mientras que para la probeta delgada permanece prácticamente invariable.

Una posible explicación al comportamiento experimentado en probeta gruesa es que, al iniciar el ensayo, el área de resistencia de la probeta tipo CT es suficientemente grande para representar un estado de deformación plana, condición que tiende a perderse a medida que la

grieta avanza y se reduce esta área. En otras palabras, la probeta gruesa posibilitaría la transición de modos de fractura al reducirse el área de resistencia. Por el contrario, la probeta delgada en todo momento mantendría su condición de esfuerzo plano, imposibilitando una transición en los modos de fractura, manteniendo constante la forma de onda durante todo el tiempo de ensayo y por consiguiente un *RA* prácticamente invariable.

Respecto al ensayo de localización, el nivel de umbral es fundamental para obtener resultados confiables. A medida que el nivel de umbral incrementa, la precisión y exactitud para encontrar una fuente de AE disminuye. En un caso real se recomienda calibrar la velocidad de propagación, con distancias entre sensor y fuente de AE conocidas y con un nivel de umbral lo más bajo posible para evitar variabilidad en los resultados. Además, para geometrías en donde el diámetro es considerable, es posible encontrar una familia de hipérbolas que representan un lugar geométrico de la posible ubicación de la grieta, utilizando sólo dos sensores de emisión acústica.



Referencias

- [1] **George E. Dieter Jr. (1967).**
Metalurgia Mecánica.
Departamento de tecnología Metalúrgica. Drexel Institute of Technology, Philadelphia.
- [2] **Jianguo Yu, Paul Ziehl, Boris Zárate, Juan Caicedo. (2011).**
Prediction of fatigue crack growth in steel bridge components using acoustic emission.
Journal of Constructional Steel Research 67 (2011) 1254 – 1260.
- [3] **Kazuo Endo B.E. (2000).**
A study on the application of the acoustic emission method for steel bridges.
Master Thesis. The University of Texas at Austin.
- [4] **Hadzor Thomas J., Barnes Robert W., Ziehl Paul H., Jian gong Xu, Schindler Anton K. (2011).**
Development of acoustic emission evaluation method for repaired prestressed concrete bridge girders.
Research Report No. 1 for ALDOT Project 930-601. Samuel Ginn College of Engineering.
- [5] **Yu Zhang, Wenxiu Lu, Fulei Chu. (2017).**
Planet gear fault localization for wind turbine gearbox using acoustic emission signals.
Renewable Energy 109 (2017) 449 – 460.
- [6] **S. Schnabel, P. Marklund, R. Larsson, S. Golling. (2017).**
The detection of plastic deformation in rolling element bearings by acoustic emission.
Tribology International. S0301 – 679X (17) 30081 – 6.
- [7] **H. M. Usgame Sandoval, C. A. Pedraza Ramírez, J. E. Quiroga. (2013).**
Acoustic emission-based early fault detection in tapered roller bearings.
Ingeniería e Investigación Vol. 33 No. 3, Diciembre – 2013 (5 – 10).
- [8] **Anthony J. FitzPatrick, Geoffrey W. Rodgers, Gary J. Hooper, Tim B.F. Woodfield. (2017).**
Development and validation of an acoustic emission device to measure wear in total hip replacements in-vitro and in-vivo.
Biomedical Signal Processing and Control 33 (2017) 281 – 288.
- [9] **César A. Flores Jaramillo. (2016).**
Detección y localización de grietas mediante emisiones acústicas.
Memoria de título, Universidad de Concepción. Memoria de título.
- [10] **D.G. Aggelis, E.Z. Kordatos, T.E. Matikas. (2011).**
Acoustic emission for fatigue damage characterization in metal plates.
Mechanics Research Communications 38 (2011) 106 – 110.

- [11] **D.G. Aggelis. (2011).**
Classification of cracking mode in concrete by acoustic emission parameters.
Mechanics Research Communications 38 (2011) 153 – 157.
- [12] **D.G. Aggelis, A.C. Mpalaskas, T.E. Matikas. (2013).**
Investigation of different fracture modes in cement-based materials by acoustic emission.
Cement and Concrete Research 48 (2013) 1 – 8.
- [13] **Giulio Siracuso, Francesco Lamonaca, Riccardo Tomasello, Francesca Garesci, Aurelio La Corte, Domenico Luca Carni, Mario Carpentieri, Domenico Grimaldi, Giovanni Finocchio. (2016).**
A framework for the damage evaluation of acoustic emission signals through Hilbert–Huang transform.
Mechanical Systems and Signal Processing 75 (2016) 109 – 122.
- [14] **Hongjian Wang, Daan Liu, Zhendong Cui, Cheng Cheng, Zhou Jian. (2016).**
Investigation of the fracture modes of red sandstone using XFEM and acoustic emissions.
Theoretical and Applied Fracture Mechanics (2016).
- [15] **Paulo Chambel, Rui F. Martins, Luis Reis. (2016).**
Research on fatigue crack propagation in CT specimens subjected to loading modes I, II or III.
Procedia Structural Integrity 1 (2016) 134-141.
- [16] **S. Horibe, M. Nakamura and M. Sumita. (1985).**
The effect of seawater on fracture mode transition in fatigue.
International Journal Fatigue 7 No 4 (1985) pp 224-227.
- [17] **Liang Xue, Tomasz Wierzbicki. (2009).**
Numerical simulation of fracture mode transition in ductile plates.
International Journal of Solids and Structures 46 (2009) 1423–1435.
- [18] **R. Hill. (1950).**
The Mathematical Theory of Plasticity.
Oxford University Press, New York, 1950. ISBN: 0 19 850367 9.
- [19] **Carlos Alberto Quintanilla Menares. (2012).**
Diseño de probetas para evaluar la ductilidad de cobre con distinta pureza.
Memoria de título, Universidad de Chile.
- [20] **Larissa Driemeier, Rafael T. Moura, Izabel F. Machado, Marcilio Alves. (2015).**
A bifailure specimen for accessing failure criteria performance.
University of Sao Paulo, Polytechnic School. Accepted manuscript, International Journal of Plasticity.

- [21] **Marcos Rodríguez Millán. (2013).**
Análisis experimental y numérico de la influencia del estado tensional en la deformación de fallo de elementos estructurales de aluminio.
Tesis Doctoral, Departamento de Mecánica de Medios Continuos y Teoría de Estructuras, Universidad Carlos III de Madrid.
- [22] **Arana José Luis, González Javier Jesús. (2002).**
Mecánica de la Fractura.
Servicio Editorial de la Universidad del País Vasco. ISBN: 84-8373-455-9.
- [23] **Shukri Mohd, Karen M. Holford, Rhys Pullin. (2012).**
Acoustic emission source location in steel structures using a wavelet transform analysis and modal location theory.
30th European conference on acoustic emission testing, University of Granada.
- [24] **Huajie Wen, Hussam Mahmoud (2017).**
Simulation of block shear fracture in bolted connections.
Journal of Constructional Steel Research 134 (2017) 1-16.

