



Facultad de Ingeniería Mecánica

LA GESTIÓN DE VIDA, SUS FUNDAMENTOS Y LOS FUNDAMENTOS DE LA MECÁNICA
DE LA FRACTURA.

Autores: Dr. Rafael Goytisoló Espinosa, MSc. Juan G Noa Aguila y un grupo de Profesores - Investigadores del Colectivo de la Línea de Mecánica Aplicada de las Universidad de Cienfuegos “Carlos Rafael Rodríguez” y de la Universidad “Marta Abreu” de las Villas.

Octubre 2010
Año 52 de la Revolución

Prólogo

La Gestión de Vida de una Instalación Industrial cualquiera es una alternativa para aumentar su disponibilidad y fiabilidad a corto y mediano plazo y para alargar la vida útil del equipamiento y de la maquinaria a largo plazo. Este nuevo enfoque de la Gestión asociada a la Fiabilidad de la Maquinaria y del Equipamiento Industrial se fundamenta en los avances más recientes de la Ciencia y la Mecánica de los Materiales, en particular lo relacionado con la aplicación de las Técnicas de los Ensayos no Destructivos (END), las investigaciones asociadas a las Fallas de los Metales, al Perfeccionamiento de los Métodos de Cálculo de las Tensiones y al surgimiento y desarrollo, en los últimos 40 años, de una nueva rama de la Mecánica de los Sólidos Deformables: la Mecánica de la Fractura, que nos brinda la posibilidad de evaluar el grado de integridad física o estructural de un elemento en presencia de defectos, evaluar las condiciones en que estos defectos se desarrollan hasta su tamaño crítico y que tiempo de explotación se requiere para ese crecimiento, en fin, se aglutinan en esta metódica los últimos avances de la Ciencia en el Análisis y Solución de Averías, la Ingeniería Forense y el Análisis de Causa Raíz. Todo esto, unido a los avances en el desarrollo de los Métodos Numéricos, entre ellos y en particular el Método de los Elementos Finitos y de las Técnicas de la Computación, han permitido la elaboración de metodologías y programas de cálculo que pueden ser usados como elementos de Diagnóstico, en el Análisis de las Causas de Fallas, o como elementos de Pronóstico para una explotación fiable e incluso también como Elemento para lograr Diseños confiables y racionales. El Grupo de Mecánica Aplicada de la Facultad de Ingeniería Mecánica de la Universidad de Cienfuegos ha venido preparándose en los últimos 25 años en la creación y perfeccionamiento de esta nueva tecnología y ha comenzado desde hace ya varios años, en colaboración con el Centro de Experimentación de la Construcción, CENEX y algunos profesores de la Línea de Mecánica Aplicada de la Universidad Central de Las Villas y las Empresas del Territorio la introducción de la misma en la práctica, en el Diagnóstico y Pronóstico de Averías en Sistemas Mecánicos y en las soluciones y decisiones que se derivan de su aplicación. El presente libro tiene como objetivos presentar los elementos fundamentales de la Gestión de Vida empleada específicamente como Herramienta de Diagnóstico o Pronóstico en el Análisis de Averías, la Aplicación de la Mecánica de la Fractura y los resultados obtenidos en numerosos Casos Estudiados por el colectivo en su aplicación durante los últimos años 25 Años.

Es de Destacar que el material incluido no es solo el resultado de la Aplicación en la Práctica Industrial, sino en la Docencia de Pregrado y Postgrado, donde en el Programa de Resistencia de Materiales II de la Universidad de Cienfuegos, está incorporado el Curso de Fundamentos de la Mecánica de la Fractura y en el 4to año de la Carrera de Ingeniería Mecánica se desarrolla actualmente la asignatura electiva: análisis y Solución de Averías de la cual este libro es el texto básico. y en la Maestría de Mecánica Aplicada de la Facultad de Mecánica de esta Universidad están incorporados los Cursos de Mecánica de la Fractura y dentro de los Cursos de Temas Avanzados de Elementos de Máquinas, Diseño de Equipos Estáticos y Dinámicos y Seminarios de Mantenimiento Industrial, se abordan muchos de las Casos de Averías aquí presentados. Además el autor principal ha desarrollado cursos de Postgrado en varias Empresas e Instituciones como son: Centro Experimental CENEX de Cienfuegos, Centro Nacional de Certificación de Equipos de Alto Riesgo (CNCI), Refinería de Petróleo “Camilo Cienfuegos” y Empresa de Cementos “Cementos Cienfuegos S.A.”. Ha desarrollado varias Conferencias en Congresos Internacionales en diferentes países sobre el Tema y se ha desarrollado un Curso sobre Análisis y Solución de Averías en la Maestría de Ingeniería Mecánica de la Universidad Nacional de Colombia en Bogotá.

Capítulo I Gestión de Vida como Metodología General en el Análisis de Averías. Generalidades sobre las Fallas Mecánicas.

1.1 La Gestión de Vida como Metodología General en el Análisis de Averías.

1.1.1 Metodología de Gestión de Vida.

Cuando se aplica la Metodología de Gestión de Vida como Elemento de Diagnóstico o Pronóstico al Análisis de Averías en un Sistema Mecánico, se pueden establecer varias etapas que son:

1. La identificación y la clasificación de la avería observada o prevista y la formulación de las hipótesis acerca de cuáles fueron o pudieran ser las causas de la misma, lo cual implica:

- a) La clasificación preliminar de la avería de acuerdo con el fenómeno de origen: fatiga volumétrica, fatiga superficial, desgaste, sobrecarga, creep, colapsación plástica, pérdida de la estabilidad del equilibrio, etc.
- b) La elaboración preliminar del esquema o de los posibles esquemas a emplear en el análisis, ordenados de acuerdo con el nivel de complejidad y exactitud en los cálculos, de manera de poder decidir que esquema emplear de acuerdo con el nivel a emplear en la etapa de análisis.
- c) La elaboración de las posibles hipótesis acerca de cuales pueden haber sido las causas de la avería.
- d) La elaboración de una estrategia para el desarrollo de la etapa de análisis.
- e) Las posibles soluciones o decisiones que se van a proponer de acuerdo con el curso de los resultados en la etapa de análisis.

2. La Etapa de Análisis que incluye:

- a) El estudio de la historia previa del componente.
- b) La recopilación de datos que abarca:
 - Datos de Diseño: Parámetros de explotación, planos, esquemas, materiales, etc.
 - Datos de Montaje: Fechas e incidentes durante el montaje, informes de control de la calidad, etc.
 - Datos de explotación: Régimen de carga, registros de presiones y temperaturas de operación, tiempo de explotación, arranques y paradas, etc.
- c) Examen visual del componente: Se realiza a ojo desnudo o mediante el empleo de lupa, microscopios portátiles, cámaras digitales, cámara de vídeo, etc.
- d) Investigación sobre los materiales: Composición química, datos del fabricante, manuales, ensayos metalográficos mediante réplicas, medición de dureza “in situ”, etc.
- e) El estudio de la historia previa del componente.

- f) La recopilación de datos que abarca:
 - Datos de Diseño: Parámetros de explotación, planos, esquemas, materiales, etc.
 - Datos de Montaje: Fechas e incidentes durante el montaje, informes de control de la calidad, etc.
 - Datos de explotación: Régimen de carga, registros de presiones y temperaturas de operación, tiempo de explotación, arranques y paradas, etc.
- g) Examen visual del componente: Se realiza a ojo desnudo o mediante el empleo de lupa, microscopios portátiles, cámaras digitales, cámara de vídeo, etc.
- h) Investigación sobre los materiales: Composición química, datos del fabricante, manuales, ensayos metalográficos mediante réplicas, medición de dureza “in situ”, etc.
- i) Investigación del estado técnico del componente mediante la aplicación de Ensayos no Destructivos: Líquidos penetrantes, partículas magnéticas, ultrasonido, radiografía, corrientes inducidas, etc.
- j) Determinación de las propiedades mecánicas y/o fracto – mecánicas mediante Ensayos Destructivos: dureza, tracción, impacto, creep, etc. o mediante la estimación de las mismas.
- k) Cálculo analítico de tensiones.
 - Identificación de las cargas: estáticas, cíclicas, dinámicas, sobrecargas. etc.
 - Elaboración y elección de los esquemas de análisis lo más exactos posibles, de acuerdo con los requerimientos del nivel.
 - Cálculo analítico de tensiones: volumétricas, superficiales, térmicas, cíclicas, de impacto, etc.
- l) Determinación de tensiones mediante Métodos Numéricos: Método de los Elementos Finitos, Método de los Elementos de Frontera, Método de los Desplazamientos Discontinuos, etc.
- i) Determinación experimental de tensiones: Extensometría, lacas frágiles, lacas fotoelasticimétricas, difracción de rayos X, etc.
- j) Identificación en función de los estudios realizados de los mecanismos de degradación o falla: Fatiga, corrosión, fatiga – corrosión, corrosión bajo tensión, creep, erosión – corrosión, colapsación plástica, fragilización química, por hidrógeno, etc.
- k). Evaluación cuantitativa o cualitativa del grado de degradación: Cuantitativa: fatiga, desgaste, creep, colapsación plástica, erosión – corrosión, etc. Cualitativa: fractura, fragilización química, corrosión.
- l). Análisis técnico – económico.

3. La Toma de Decisiones, que implica:

Sobre la base del grado de degradación de cada componente establecido en la etapa anterior y del análisis técnico económico realizado se precisa la toma de decisiones acerca de:

- Elaboración de un Plan de Mantenimiento del componente, de ser esto posible.
- Elaboración de un Plan de Monitoreo para el seguimiento del nivel de degradación.
- Reparación del mismo, de ser esto posible y económico.
- Sustitución definitiva.

Estos elementos constituyen en esencia la Metodología de Gestión de Vida. Se analizará brevemente a continuación el otro componente de la Gestión de Vida, el Gestor de Vida.

1.1.2 El Gestor de Vida.

Cuando la Metodología de Gestión de Vida es utilizada como elemento de Diagnóstico en el Análisis de Averías el papel del Gestor de Vida es muy similar al del Médico Forense, aunque más amplio, ya que el Ingeniero Forense en este caso no sólo debe determinar el tipo y mecanismo de falla que sufrió el componente, sino también de quién es la responsabilidad: del proyectista, del fabricante o del usuario explotador, etc. En este caso La Gestión de Vida se conoce también como Ingeniería Forense. En el caso de que la Metodología se utilice como elemento de Pronóstico de la Vida Remanente del componente el papel del Gestor de Vida se parece más al del Médico Clínico.

La Metodología de Gestión de Vida puede emplearse también durante el Diseño del componente con vistas a poder prever desde esta etapa la Vida Útil Esperada en el mismo.

De lo expuesto se deduce que el Gestor de Vida, como experto o grupo de expertos, debe lograr un adecuado balance entre:

1. Conocimiento: De Ciencia de los Materiales, Tecnología de los Metales, Técnicas de Ensayos, Mecánica de los Materiales, Mecánica de la Fractura y Diseño Mecánico.
2. Experiencia: Amplia experiencia sobre Maquinaria y Equipamiento de los Procesos Industriales.

La mejor vía para lograr la adecuada conjugación de estos factores es sin duda, la de crear un Equipo de Expertos Gestores de Vida que en su conjunto agrupen todas estas cualidades.

1.1.3 Niveles de la Gestión de Vida.

Narayanán, 1998, menciona la posibilidad de emplear, tres niveles de acuerdo con el rigor y el presupuesto disponible para la evaluación. En el nivel inferior los datos y parámetros requeridos en el análisis se obtienen de la forma más elemental posible, o sea, las propiedades del material se toman de los manuales, para el cálculo de las cargas se parte de la potencia del motor y no de los requerimientos de la máquina, los valores de temperatura se calculan o se estiman, la viscosidad del lubricante se obtiene de los datos de los catálogos, etc. con estos datos se realiza el análisis en una primera aproximación y se hace preciso tomar una decisión en aras de:

- Extender el análisis hacia el próximo nivel (sí se justifica económicamente).
- Pasar a la etapa de toma de decisiones.

El criterio acerca de qué constituye un resultado deseado apropiada se elabora sobre la base de los requerimientos específicos del servicio. Similarmente, la decisión de pasar al nivel superior de análisis, involucra algunos juicios sobre los costos de realización de la evaluación y la incertidumbre en los resultados de la nueva evaluación comparados con los costos de reparación o de sustitución.

Los requerimientos, más rigurosos cada vez, para la información y las herramientas sistemáticas necesarias para cada nivel se muestran en la Tabla 1. 1. Como la evaluación de las condiciones de los componentes cambia, hacia los niveles superiores la estimación se convierte en más rigurosa, se requiere mayor precisión en los datos de operación, más elevados son los costos en los que se incurre, mayor es el tiempo requerido para la adquisición de la información y su análisis y como consecuencia se obtendrá también una mayor precisión de los resultados.

Tabla 1.1 Diferentes Niveles en el Rigor de la Evaluación.			
Características.	Nivel I	Nivel II	Nivel III
Antecedentes	Entrevistas	Entrevistas y/o Registros	Registros de Planta

Datos	De diseño nominales.	Medidos y/o nominales.	Medidos y registrados
Datos de materiales	De catálogos	Medición experimental de algunas propiedades y estimación de otras	Determinación experimental detallada mediante Ensayos Destructivos.
Cargas, temperaturas y presiones, para el análisis de tensiones.	De diseño o estimadas.	De operación, medidas o calculadas tentativamente.	Medidas o cálculos rigurosos.
Tensiones	De diseño o de operación.	Cálculos aproximados	Análisis refinado.
Mecanismos de degradación	Según literatura.	Según literatura y datos de la inspección visual.	Según criterio de expertos.
Nivel de degradación	Se asumen determinados niveles de degradación.	Se asumen algunos y otros se precisan mediante Ensayos no Destructivos y mediciones reales.	Como resultado de un Plan Detallado de Ensayos no Destructivos.
Análisis técnico - económico.	Cálculos muy aproximados	Basado en estimaciones de los gastos.	Cálculos detallados.

1.2 Definición de Avería o Falla Mecánica.

El término avería o falla en la industria mecánica en general no se asocia únicamente a la fractura o rotura de un elemento o sistema en particular, sino que es un término que se utiliza comúnmente para denominar algunas de las situaciones en las que la cual un elemento, estructura o máquina:

- Puede funcionar pero no satisface plenamente su función (pobre funcionalidad).
- Puede continuar operando pero no es confiable para su explotación (pobre confiabilidad).
- Se ha destruido total o parcialmente y resulta totalmente inoperable.

1.3 Clasificación de las fallas mecánicas.

1.3.1 Según su severidad.

Las fallas mecánicas según su severidad pueden ser clasificadas en dos grandes grupos:

- No destructiva: el elemento, estructura o máquina puede ser reparada y continuar su explotación.
- Destructiva o catastrófica: se produce la destrucción total del elemento, estructura o máquina, o los daños son tan severos que no resulta factible económicamente su reparación.

1.3.2 Según el momento de la ocurrencia.

Dependiendo del momento en que se produce la falla mecánica esta se puede clasificar de la siguiente manera:

- Durante la fabricación. Fractura durante la soldadura, el tratamiento térmico, la fundición, etc.
- Durante la prueba.

- c) Durante el transporte.
- d) Fallas durante la explotación.

El tipo más común de fallas y que será objeto de estudio en el presente material son las fallas durante la explotación conocidas como: fallas en servicio.

1.3.3 Clasificación de las fallas en servicio según su origen.

Las fallas en servicio tienen su origen en muy diversas causas que van desde el diseño hasta la fabricación o la explotación. En el presente trabajo se clasifican las fallas en servicio según su origen o causa fundamental de la siguiente manera:

a) Fallas por deficiencias de diseño.

Un diseño mecánico puede ser deficiente por muy diversas causas, entre estas se encuentran.

- Incorrecta selección de los materiales en general o, de base y de aportación en el caso de uniones soldadas.
- Incorrecta elección de la forma del elemento. cargas excéntricas, transiciones bruscas y agudas cambios de forma innecesarias, selección incorrecta de la geometría de las secciones transversales, incorrecta ubicación de los apoyos, etc.
- Incorrecta selección de las tolerancias de forma y posición.
- Valoración incorrecta de la resistencia mecánica o de la durabilidad, esquemas de análisis o métodos incorrectos de cálculo.
- Rigidez insuficiente. Muchas fallas mecánicas tienen su origen en una insuficiente rigidez de los elementos, por ejemplo, en el caso de los cojinetes la causa de falla puede estar en una insuficiente rigidez del árbol, de igual forma puede ocurrir en los engranajes o elementos de transmisión en general. Por otro lado hay que tener presente que en otras ocasiones una excesiva rigidez es perjudicial, por ejemplo, en el caso de los sistemas hiperestáticos en general los elementos más rígidos asimilan mayor carga, en los árboles mientras mas rígido sea el mismo su velocidad critica es menor y puede acercarse a la velocidad de trabajo. En el caso de cargas dinámicas los elementos y sistemas en general deben ser flexibles. La adecuada rigidez hay que elegirla de acuerdo con las condiciones de explotación.

b) Fallas por defectos de fabricación.

Las fallas en servicio pueden tener su origen en defectos en fabricación que no fueron detectados durante el control de la calidad. Realmente no es fácil asignarle la responsabilidad a uno u a otro pues muchas veces los defectos de fabricación son hasta cierto punto impredecibles o en ocasiones resultan incluso indetectables por los métodos de control de la calidad técnica y económicamente justificados. En general se puede decir que este tipo de falla tiene su origen en dos causas fundamentales:

- Selección o aplicación incorrecta de la tecnología de fabricación.
- Control de la calidad insuficiente.

Los del primer grupo pueden ser por:

- Fallas por defectos de fundición: segregación, poros, inclusiones no metálicas, grietas, rechupes, tensiones residuales, etc.
- Fallas por defectos de soldadura: insuficiente penetración, poros, grietas, tensiones residuales, etc.

- Fallas por defectos del tratamiento térmico: grietas, distorsiones, descarburación, sobrecalentamiento, quemado, precipitación de fases frágiles, tensiones residuales, etc.
- Fallas por defectos en productos fabricados por deformación plástica en frío o en caliente: grietas, pliegues, laminaciones, etc.
- Fallas por defectos de maquinado: acabado superficial inadecuado, violación de las tolerancias dimensionales, de forma o de posición, etc.

c) Fallas por defecto de montaje.

La causa u origen de una falla puede encontrarse en alguna insuficiencia durante el montaje como son:

- Alineación insuficiente.
- Insuficiencias en el anclaje
- Huellas o marcas superficiales durante el montaje.
- Apriete incorrecto de tornillos, pernos, etc.
- Deformaciones durante el montaje.
- Otros.

d) Fallas por deficiencias en el mantenimiento.

La causa de una falla en servicio puede encontrarse en insuficiencias durante los mantenimientos como son:

- No se ejecutan los mantenimientos en el tiempo programado.
- No se realizan adecuadamente las operaciones previstas en los mantenimientos: cambios de lubricantes, alineación, ajustes, aprietes, cambios de piezas defectuosas, etc.
- No se aplica política de diagnóstico: inspecciones periódicas, control de espesores, medición de vibraciones, control de los parámetros de explotación.
- No se aplican técnicas de inspección: líquidos penetrantes, ultrasonido, radiografía, etc.

e) Fallas por condiciones de servicio muy severas.

Las fallas en servicio ocurren en muchas ocasiones por violaciones de las condiciones normales de explotación

- Sobrecargas instantáneas.
- Sobrecargas cíclicas.
- Incorrecta protección contra la acción del medio ambiente: polvo, medio agresivo, medio corrosivo.
- Choque térmico.
- Golpes de ariete.
- Sobrecalentamiento
- Sobrepresión.
- Otros.

e) Fallas por agotamiento de la vida de servicio.

Los elementos, estructuras y máquinas tienen una vida limitada para la cual fue diseñado. La falla mecánica puede ocurrir entonces por causas que son previsibles y que no necesariamente implican en una violación de los aspectos anteriormente, por ejemplo, un cojinete de rodamiento bien montado, bien lubricada bajo la carga de diseño debe fallar por picadura superficial después de agotada su vida de servicio.

1.4 Principales tipos de Fallas Mecánicas.

1.4.1 Fallas Mecánicas Volumétricas.

1.4.1.1 Fallas por Deformación Plástica.

- **A temperatura ambiente.**

Las fallas por deformación plástica a temperatura ambiente pueden ocurrir por dos causas fundamentales.

- a) Por exceder la tensión de trabajo al límite de fluencia del material (falla por fluencia).
- b) Por pérdida de la estabilidad del equilibrio con tensiones que están por debajo de la fluencia (falla por pandeo, bajo sollicitación a compresión).

En las piezas de maquinas o en elementos de las estructuras este tipo de falla ocurre solamente en condiciones de sobrecargas instantáneas bruscas.

La condición de la ocurrencia de la falla por fluencia es:

$$\sigma_{max} = \sigma_f$$

Donde:

σ_{max} – tensión máxima de trabajo del elemento en condiciones de sobrecarga.

σ_f - límite de fluencia del material.

La condición de ocurrencia de la falla por pandeo depende de la razón de esbeltez del elemento comprimido.

- **Si el elemento es esbelto:**

$$\lambda = \frac{vl}{i_{min}} > \lambda_{lim} = \sqrt{\frac{\pi^2 E}{\sigma_p}}$$

Donde:

λ - razón de esbeltez del elemento.

v - coeficiente de reducción de longitud del elemento.

l_{min} – longitud, en cm.

$$i_{min} = \sqrt{\frac{I_{min}}{A}} \text{ - cm. -radio de giro mínimo de la sección transversal;}$$

I_{min} – momento de inercia mínimo de la sección transversal, cm^4 ;

A – área de la sección transversal, cm^2 .

E - módulo de elasticidad, en kN/cm^2

σ_p – límite de proporcionalidad, en kN/cm^2

En este caso la falla ocurre cuando:

$$P \geq P_{CRIT_{EULER}} = \frac{\pi^2 EI_{min}}{(vl)^2}$$

O sea cuando la carga axial de trabajo P se hace igual a la carga crítica de Euler.

- **Si el elemento es intermedio:**

$$\lambda = \frac{v l}{i_{\min}} < \lambda_{\lim} = \sqrt{\frac{\pi^2 E}{\sigma_p}}$$

En este caso la falla ocurre cuando:

$$P \geq P_{CRIT_{YASINSKI}} = (a - b\lambda + c\lambda^2)A$$

a , b y c constantes que dependen del material.

- **A elevadas temperaturas.**

La falla por deformación plástica a elevadas temperaturas puede ser:

- Falla por “creep” (fluencia lenta).
- Falla por relajación
- Falla por colapso plástico.

a) La falla por “creep” o fluencia lenta es una falla por deformación plástica que ocurre a tensiones de trabajo constantes y cuyos valores están por debajo del límite de fluencia del material, incluso a la temperatura de trabajo. Es conocido que la fluencia del material depende de la temperatura. En el caso de los aceros ésta desciende progresivamente en la medida que la temperatura se eleva. La falla por fluencia lenta ocurre a tensiones que están por debajo de la fluencia, por acción combinada de la tensión, la temperatura y el tiempo, o sea, la falla por fluencia lenta no es una falla instantánea sino que ocurre progresivamente en la medida que transcurre el tiempo.

El cálculo del tiempo necesario para que ocurra la falla por “creep” a una temperatura dada y a una tensión de trabajo dada se realiza de acuerdo a las gráficas aportadas por la Norma Internacional ISO/TR7468.

b) La relajación es un proceso similar al “creep” pero no idéntico. A diferencia del “creep”, en la relajación lo que permanecen constante en el tiempo no es la tensión, sino la deformación. Esto conduce a que por efecto combinado de la deformación, la temperatura y el tiempo, la tensión va disminuyendo y el sistema falla por esta causa precisamente. La falla por relajación es típica en uniones atornilladas (bridas, tapas de motores, turbinas, etc.), en estos casos por efecto de relajación se produce la pérdida de la pretensión en las uniones roscadas y se produce por un lado la fuga del fluido correspondiente y por otro el aumento de la tensión amplitud de las cargas en el caso de cargas cíclicas que puede conducir a la falla por fatiga de los elementos de unión.

c) La falla por colapsación plástica es una falla por fluencia rápida a elevadas temperaturas. La condición de ocurrencia de esta falla es:

$$\sigma_{\max} = \sigma_{\text{flujó}}$$

Donde:

$$\sigma_{\text{flujó}} = \frac{\sigma_u + \sigma_f}{2}$$

La falla ocurre cuando la máxima tensión de trabajo del elemento (incluyendo las posibles sobrecargas) alcanza el valor de la tensión de flujo. La tensión de flujo es una tensión que se asume en la literatura igual al valor medio entre la resistencia máxima del material y el límite de fluencia, y se corresponde con aquella tensión para la cual el proceso combinado de la acción, el tiempo y la temperatura se acelera y se hace inevitable la falla por deformación plástica.

1.4.1.2 Fallas por fractura.

La falla volumétrica por fractura puede ocurrir por diversos mecanismos. Estos son:

- Fractura por corrosión bajo tensión (ocurre bajo tensiones constantes en un ambiente corrosivo).
- Fractura por absorción de hidrogeno (ocurre bajo tensiones cíclicas en un ambiente corrosivo).

3. Fractura por termofluencia (ocurre bajo tensiones constantes a elevadas temperaturas, creep o relajación).
4. Fractura por fatiga (ocurre bajo tensiones cíclicas).
5. Fractura por fatiga-corrosión (ocurre bajo tensiones cíclicas en un ambiente corrosivo).
6. Fractura por fatiga térmica (ocurre bajo tensiones cíclicas provocadas por la variación de las tensiones originadas por los cambios de temperatura).
7. Combinación de las anteriores.

1.4.2 Fallas mecánicas superficiales.

1.4.2.1 Fallas por deformación plástica de la superficie.

Este tipo de falla ocurre en los elementos de maquinas sometidos a la acción de tensiones de contacto cuando la dureza superficial es $HB < 350$. En estas condiciones si se producen sobrecargas instantáneas considerables se puede deformar plásticamente la superficie afectando entonces las condiciones geométricas del contacto y produciéndose a partir de ese momento cargas dinámicas suplementarias durante la explotación. Este tipo de falla ocurre con frecuencias en transmisiones dentadas de baja dureza y se requiere realiza en ellas el cálculo correspondiente para prevenirla.

1.4.2.2 Fallas por fractura de la superficie.

Este tipo de falla ocurre a diferencia de la anterior cuando la dureza de la superficie es alta $HB > 350$. En este caso, bajo la presencia de considerables sobrecargas, la superficie no se deforma sino que se cuartea o agrieta, pudiendo incluso producirse caries que no son producto de la fatiga sino de un proceso de sobrecargas instantáneas. En este caso también se realizan cálculos para prevenir este tipo de deterioro.

1.4.2.3 Fallas por desgaste mecánico.

Las fallas superficiales generalmente son conocidas como fallas por desgaste, el desgaste es un término general que se refiere a muchas formas de fallas, todas ellas relacionadas con modificaciones en las superficies conjugadas de las piezas, estas formas de fallas son denominados, mecanismos de desgaste y algunos no han sido totalmente comprendidos, presentándose teorías divergentes para explicarlas y en algunos casos insuficiencias en los métodos de cálculo. Otro aspecto polémico sobre el desgaste ha sido las diversas clasificaciones utilizadas para su estudio, llegándose al consenso entre la mayoría de los expertos de agruparlos en cinco categorías generales: que se relacionan a continuación con un estimado aproximado del % total de casos de desgaste en que el mecanismo incide.

- Desgaste por adhesión 15%
- Desgaste por abrasión 50%
- Desgaste por erosión 10%
- Desgaste por corrosión 5%
- Desgaste por superficial 20%

La falla por desgaste esta casi siempre asociada a la pérdida de material de las superficies conjugadas y a la reducción de las dimensiones de las piezas en la dirección normal a las superficies desgastadas y su estudio cobra gran importancia pues es reconocido en la literatura que mas del 70% de los salidas de servicio de piezas de máquinas se debe a esta causa.

El desgaste es una falla caracterizada por la gradualidad de su ocurrencia y por el hecho de ser inevitable, es prácticamente imposible diseñar una máquina en la que se excluye totalmente su

presencia, lo que se hace es tomar una serie de medidas en el diseño que minimicen su desarrollo con lo que se prolonga la vida útil de las máquinas.

La falla por desgaste de las piezas de máquinas casi siempre están relacionada con la presencia simultánea de varios mecanismos de desgaste, para determinar cual es el preponderante es de vital importancia la inspección visual de las superficies deterioradas, en la siguiente Tabla 1.2 se relacionan las características fundamentales de estas

Tabla 1.2 Aspecto de las superficies desgastadas

Tipo de mecanismo	Aspecto de la superficie desgastada
Fatiga superficial	Grietas y caries
Abrasivo	Escoriación, arañazos y rayadura, la superficie es lisa
Adhesivo	Protuberancia, escamas y caries
Corrosivo	Productos de reacción, películas de compuestos de la corrosión, polvos metálicos

En la Fig. 1.1 se muestran la curva típica de desgaste de dos superficies en contacto con deslizamiento relativo.

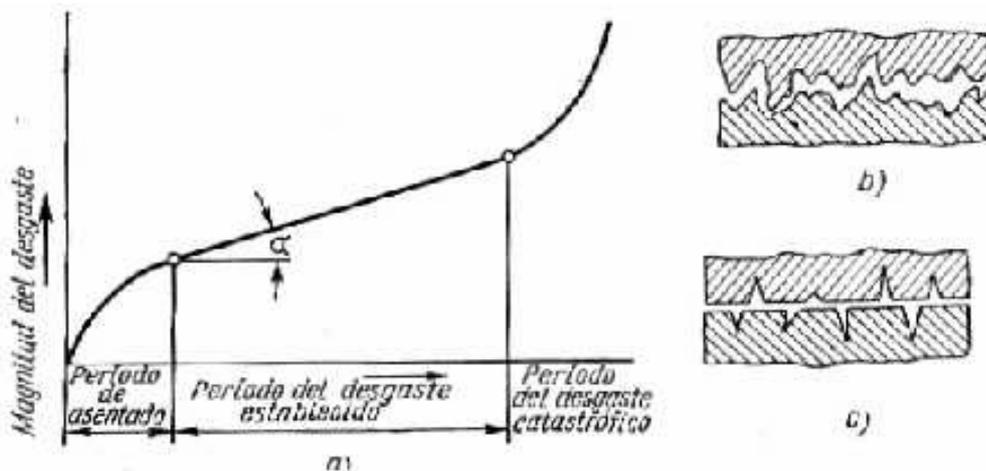


Fig. 1.1. – Curva Típica de Desgaste.

En la figura se puede apreciar como al inicio de la explotación se produce un período de desgaste intensivo en el que en corto tiempo se produce un apreciable desgaste, este periodo es conocido como asentamiento y como su nombre lo indica, en el se produce la adaptación mutua entre las superficies conjugadas, la segunda parte es conocida como tiempo de trabajo estable en la que la relación del desgaste contra el tiempo de trabajo es menor y constante, de ahí la pequeña pendiente de la recta que caracteriza esta etapa, el desgaste se incrementa lentamente en este período hasta que sobrepasa el valor límite admisible para el trabajo, a partir del cual el incremento de las holguras es

inadmisible dando lugar al incremento de cargas dinámicas y al inicio de la etapa de desgaste intensivo que marca el fin de la vida útil de las superficies.

El desgaste causa severos daños económicos a los países, la pérdida de un pequeño volumen de material puede dar origen a la salida de servicio de costosas máquinas, Rabinowicz estima que un automóvil de 2 500 kgf de peso inicial, al estar totalmente desgastado sólo ha perdido unos cuantos gramos de peso, lo que se complica con el hecho de que para estas superficies dañadas hay que tomar medidas que prolonguen su vida útil, se requiere un desarme completo y una rigurosa inspección. Otros autores relacionan los gastos estimados como resultado del desgaste en la industria norteamericana, esto se resume en la Fig. 1.2.

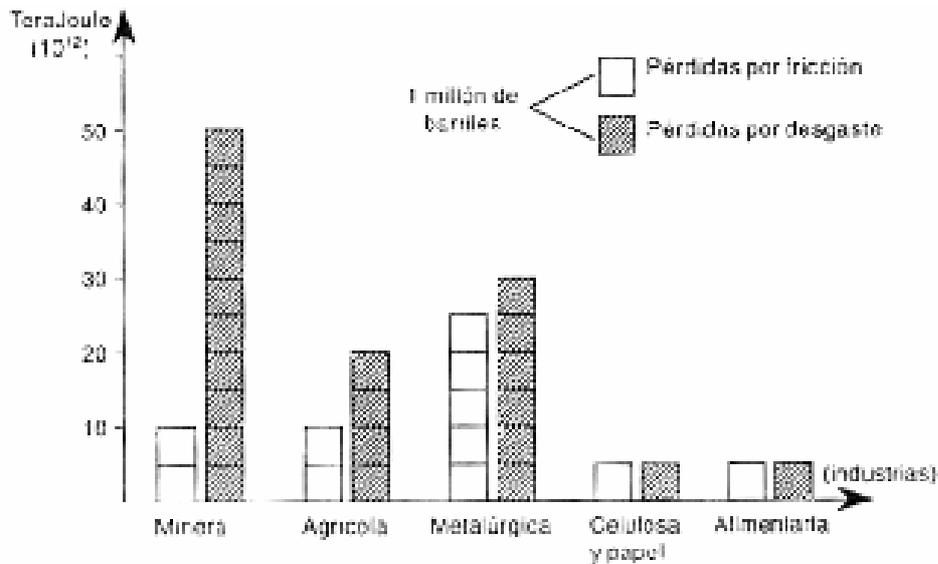


Fig. 1.2. – Gastos por fricción y desgaste en diferentes industrias en EUA.

- **Topografía Superficial de los Sólidos.**

En el contacto entre superficies reales influyen decisivamente las irregularidades superficiales, por lo que es de gran importancia el estudio de la topografía de las superficies y sus particularidades.

En el deslizamiento entre dos superficies las micro irregularidades de una y otra interactúan mutuamente, ocurriendo deformaciones elásticas y plásticas en las capas superficiales, modificándose éstas y dando lugar a un nuevo perfil.

Las irregularidades superficiales en las piezas de máquinas se clasifican en tres categorías como se muestra en la Fig. 1.3.

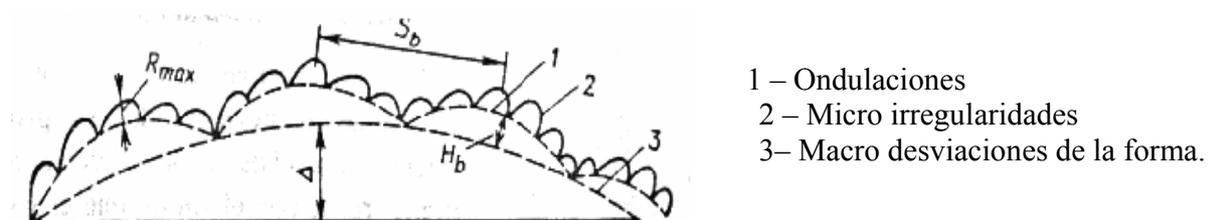


Fig.1.3. – Irregularidades de la superficie de las piezas de máquinas.

Las macrodesviaciones de la forma son las desviaciones singulares (que no se repiten regularmente) de la forma nominal, por ejemplo conicidad, convexidad, etc. Estas son originadas fundamentalmente por falta de rigidez y precisión en las máquinas herramientas u otras causas tecnológicas.

Las ondulaciones son el conjunto de prominencias o irregularidades que se repiten periódicamente de forma regular, sin embargo el paso entre ellas es mucho mayor que la altura $50 < S/h < 1000$, su origen esta dado fundamentalmente por vibraciones de baja frecuencia durante el maquinado.

La rugosidad superficial es el conjunto de irregularidades entre 2 y 800 μm de paso, altura de entre 0,03 y 400 μm y relación $S/h < 50$, y depende de factores como:

- Filo y desgaste de la herramienta de corte.
- Régimen de maquinado.
- Tipo de elaboración mecánica.
- Vibraciones durante el maquinado.

- **Área de contacto.**

El área aparente de contacto entre dos superficies se determina fácilmente de acuerdo a la geometría de estas, sin embargo producto de las ondulaciones y micro irregularidades de las superficies el área real de contacto es mucho mas pequeña.

La determinación del área real de contacto ha sido objeto de estudio de numerosos investigadores y se han publicado diversas ecuaciones, una de las mas simples ha sido la propuesta por Rabinowicz, lo que se basa en la medición de la resistencia a la penetración σ_p mediante los ensayos convencionales de dureza y la tendencia de esta en la mayoría de los materiales a ser el triple del límite de fluencia del material. Según este criterio el área real de contacto A_r , se determina como:

$$A_r = \frac{F}{\sigma_p} = \frac{F}{3\sigma_f}$$

Donde:

A_r –Área real de contacto, mm^2

F- Fuerza normal aplicada las superficies, N

σ_p – Resistencia a la penetración del material más débil, MPa.

σ_f – Límite de fluencia del material más débil, MPa.

- **Fuerzas de fricción.**

El desgaste esta estrechamente asociado a la fuerza de fricción que exista entre las superficies de contacto al tener un movimiento relativo de deslizamiento o rodadura.

Para explicar el fenómeno de fricción han sido propuestas varias teorías, a partir de 1508 cuando Leonardo da Vinci hizo los primeros estudios al respecto. La más aceptada en la actualidad es la Teoría Mecánica Molecular de la Fricción, según la cual la fricción tiene una naturaleza dual, que es el resultado de la interacción mecánica entre las micro irregularidades al chocar entre si durante el deslizamiento y la resistencia de las fuerzas de adhesión intermolecular en las zonas de contacto real.

De forma general en la ingeniería se acepta el modelo propuesto por Coulomb en 1780, para la determinación de la fuerza de fricción.

$$F = \mu * N$$

Donde:

F – Fuerza de fricción.

μ - coeficiente de fricción.

N – fuerza normal aplicada, N

En la literatura especializada se relacionan estimaciones del valor del coeficiente de fricción para distintas combinaciones de materiales. En la Tabla.1.3 se recogen algunos.

Tabla.1.3 Valores de coeficiente de fricción para diferentes materiales en contacto.

Material 1	Material 2	Estático		Dinámico	
		Seco	Lubricado	Seco	Lubricado
Acero blando	Acero blando	0,74		0,57	0,09
Acero blando	Acero blando		0,183	0,23	0,133
Acero blando	Aluminio	0,61		0,47	
Acero blando	Latón	0,51		0,44	
Acero duro	Acero duro	0,78	0,11 – 0,23	0,42	0,03 – 0,19
Acero duro	Babbitt	0,42 – 0,7	0,08 - 0,25	0,34	0,06 – 0,16
Teflón	Teflón	0,04			0,04
Acero	Teflón	0,04			0,04
Hierro fundido	Hierro fundido	1,1		0,15	0,07
Hierro fundido	Bronce			0,22	0,077
Aluminio	Aluminio	1,05		1,40	

Enunciado de esa manera pudiera creerse erróneamente que el coeficiente de fricción es una propiedad de la combinación de los materiales, sin embargo este depende de múltiples factores y es variable por lo que a pesar de existir ecuaciones para su estimación, lo más fiable es determinarlo de forma experimental en máquinas que simulan las condiciones de trabajo.

- **Desgaste adhesivo.**

El desgaste adhesivo como su nombre lo indica se debe a la adhesión entre las microirregularidades que entran en contacto íntimo, al romperse las uniones producto del movimiento relativo entre las piezas, parte del material más débil se puede adherir al más resistente provocando el daño superficial.

Un factor que afecta en gran medida el desgaste adhesivo es la compatibilidad metalúrgica entre los metales en contacto, lo que se define como alta solubilidad mutua que da lugar a la formación de compuestos intermedios.

Es importante aclarar que esta terminología cuando dos materiales son incompatibles metalúrgicamente es cuando son aptos para la fricción y cuando son compatibles metalúrgicamente es cuando tienen un alto riesgo de desgaste adhesivo si se friccionan.

Rabinowicz agrupó las posibles combinaciones de metales en metalúrgicamente compatibles que no son aptos para la fricción, parcialmente compatibles y parcialmente incompatibles, metalúrgicamente incompatibles y metales idénticos, en la Fig.1.4 se muestran gráficamente estas combinaciones.

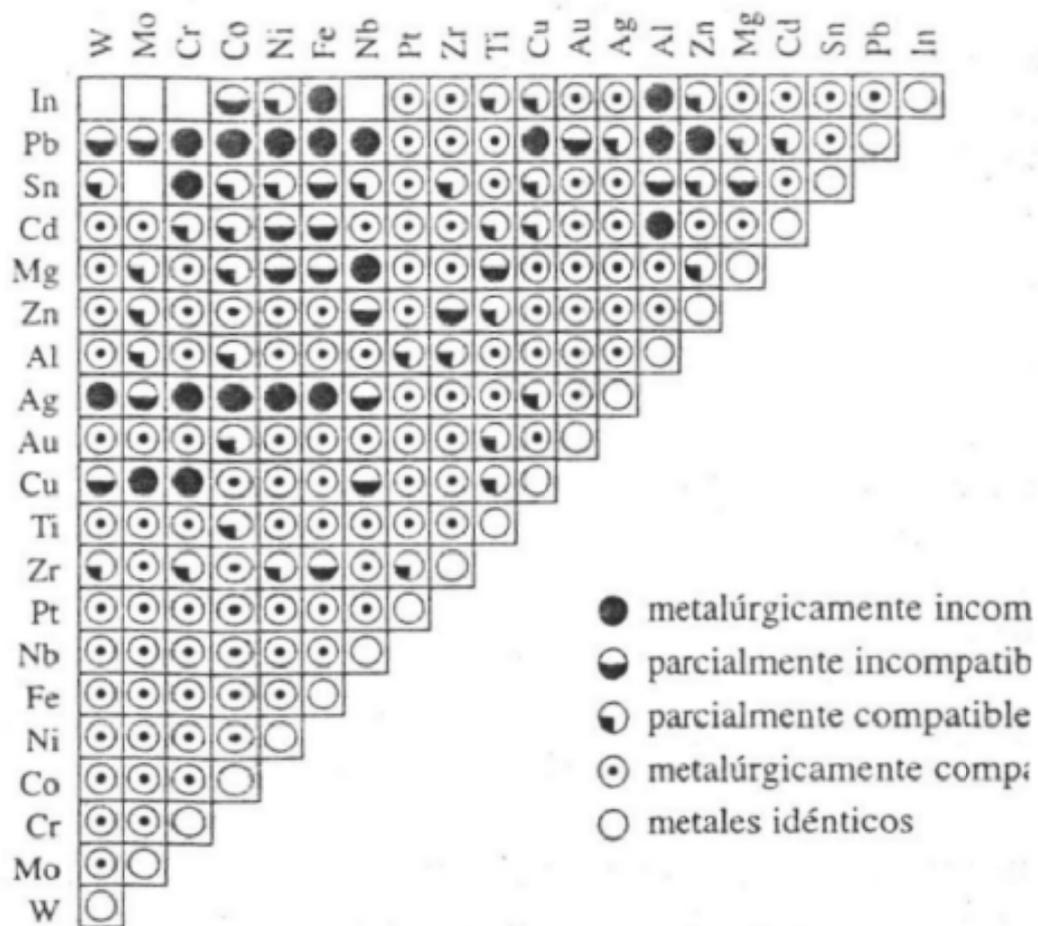


Fig. 1.4. – Compatibilidad entre los Metales

La presencia de contaminantes en la zona de interfase dificultan notablemente y pueden llegar a impedir las uniones adhesivas capaces de producir residuos del desgaste, los contaminantes pueden ser oxido, residuos del contacto humano, humedad atmosférica, etc., también pueden ser introducidos deliberadamente en forma de recubrimientos o lubricante con el objetivo de aislar una superficie de otra e impedir el desgaste abrasivo.

El acabado superficial no tiene gran importancia en el desencadenamiento de esta falla, un acabado superficial fino no es suficiente para evitarlo. Otra característica del desgaste adhesivo es conocida en la literatura como ludimento o rayado y es muy peligrosa pues da lugar a un rápido deterioro de las superficies, esta se produce cuando las partículas de un material adherido a otro producen la rayadura o surcado de la superficie de trabajo.

Generalmente el desgaste es proporcional de forma inversa a la dureza de los materiales, en máquinas experimentales de espiga y disco en la que se frota una espiga sobre un disco rotando bajo condiciones controladas de carga y lubricación, se determina la razón de desgaste para los materiales estudiados, el volumen desgastado en este tipo de experimento se determina como:

$$V = \frac{K * F * L}{H}, mm^3$$

Donde:

V- Volumen desgastado del más blando de los materiales, mm^3

F- Fuerza normal aplicada, N

L – Longitud de recorrido del desgaste, mm

H- Dureza de penetración, MPa

K – Coeficiente de desgaste. Es una propiedad adimensional del sistema en fricción que depende de los materiales y la lubricación.

La expresión anterior puede ser expresada igualmente en función de la profundidad de penetración d , de la siguiente forma.

$$V = \frac{K * F * L}{H * A_c}$$

Donde:

A_c – Área aparente de contacto entre la espiga y el disco.

Los ensayos para la determinación de la razón de desgaste tienen el mismo problema que los que se realizan para la determinación del coeficiente de fricción, que es la gran variabilidad en los resultados, frecuentemente $\pm 20\%$ para condiciones similares de ensayo, la razón de estas variaciones no esta del todo comprendida creyéndose que se deben a la dificultad de reproducir exactamente las mismas condiciones en las replicas de los experimentos.

En la literatura se publican numerosas tablas con valores de desgaste para diferentes combinaciones de metales y condiciones de lubricación, sin embargo Rabinowicz fue capaz de sintetizar estos datos según su clasificación de la combinación de materiales y la lubricación en la grieta mostrada en la Fig. 1.5.

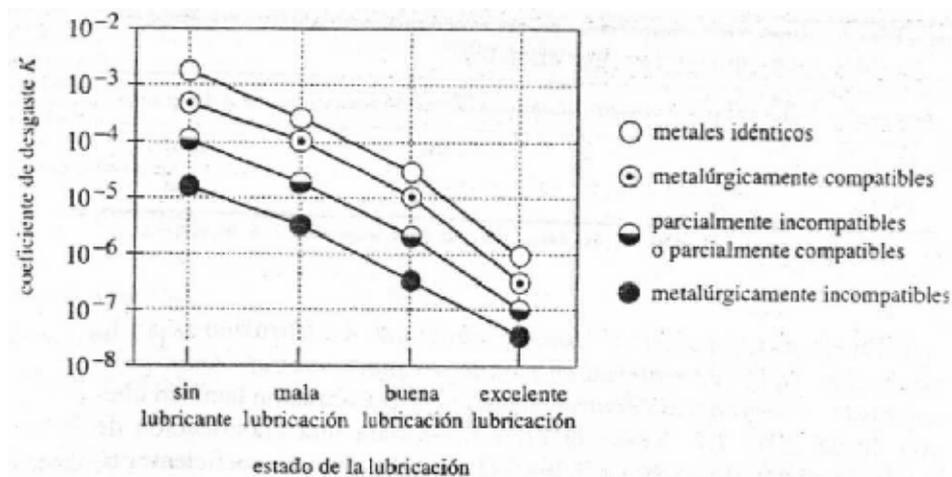


Fig. 1.5. – Razón de desgaste en función del grado de compatibilidad y del estado de lubricación para los metales.

Es importante señalar que estos valores aproximados de la razón de desgaste solo toman en cuenta las pérdidas de material en el sistema, mientras los valores que toman en cuenta la transferencia del material del elemento más blando al más duro son hasta tres veces superiores.

Los valores proporcionados en la Fig. 1.5 sólo son validos para estimaciones burdas de la vida útil de las superficies, de requerirse una aproximación razonable de esta es imprescindible el desarrollo de un programa experimental.

El desgaste adhesivo se reconoce en la inspección visual a la superficie deteriorada pues en esta se aprecian protuberancia, escamas y caries y en la más blanda generalmente se aprecian también surcos y rayaduras.

La preservación del desgaste adhesivo debe tener en cuenta varios aspectos como la adecuada selección de los materiales que componen los pares tribológicos de forma que no sean metalúrgicamente compatibles, una adecuada selección del lubricante que garantice la formación de una película continua que separe ambas superficies en las condiciones de trabajo del sistema, en caso de no ser posible el lubricante debe estar adecuadamente aditivado de forma que al romperse la película se produce la lubricación límite impidiendo el contacto íntimo metal – metal y la adhesión.

- **Desgaste Abrasivo.**

Por desgaste abrasivo se entiende el daño a las superficies por la acción de partículas sólidas presentes en el área de rozamiento, estas pueden ser muy duras comportándose como microasperezas que se trasladan por toda la zona de rozamiento, el origen de estas partículas es la contaminación del lubricante, el polvo presente en el medio y las partículas producto del desgaste de las piezas, estas se mueven libremente por toda la zona de fricción y su acción mecánica depende en gran medida de su forma y tamaño, sus propiedades mecánicas y fundamentalmente su dureza, de las propiedades del material desgastado y de las cargas actuantes.

El desgaste abrasivo tiene una gran incidencia en la práctica, planteándose que es la causa de alrededor del 50 % de los casos de desgaste y según la forma en que ocurre en la practica se clasifica de diferentes formas, en primer lugar se habla de desgaste abrasivo de dos y tres cuerpos (Fig.1.6), por ejemplo el desgaste de dos cuerpos ocurre en las bandas de los transportadores durante el traslado de minerales y el desgaste de tres cuerpos en las mazas de los molinos durante el procesamiento de minerales.

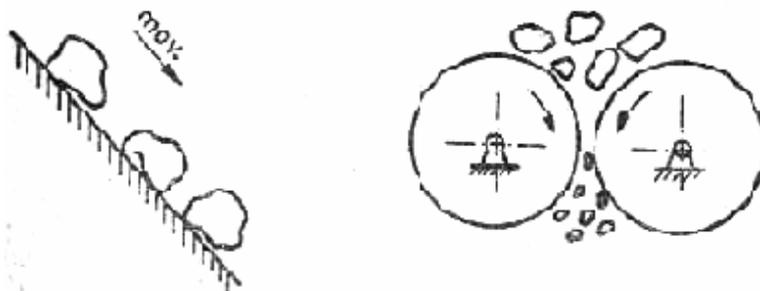


Fig. 1.6. – Desgaste abrasivo de dos y tres cuerpos.

En segundo lugar se diferencian los siguientes mecanismos de desgaste abrasivo:

- Por amortajado. Dientes de palas de excavadoras, sufrideras de los molinos de martillo, dientes de engranajes abiertos.
- Por machacamiento. Bolas de los molinos de bolas.
- Por erosión. Paletas de agitadores, toberas de equipos de aspersión de arena.

La investigación del desgaste abrasivo en el laboratorio se realiza a través de equipos que someten a las probetas a la acción de un chorro de material abrasivo. Experimentalmente se ha demostrado que

el volumen de metal desgastado V crece proporcionalmente con la carga aplicada N y con el recorrido de fricción L .

$$V \approx N \cdot L$$

Cualquier disminución del volumen desgastado estará condicionada a una disminución del grano abrasivo o a un fortalecimiento de la superficie, para comparar el desgaste abrasivo en los siguientes materiales se emplean los siguientes criterios cualitativos:

El desgaste volumétrico V_m .

La resistencia al desgaste. $\varepsilon = \frac{1}{V_m}$

La resistencia relativa al desgaste $\varepsilon_w = \frac{\varepsilon_{\text{probeta}}}{\varepsilon_{\text{patrón}}}$

Se establece que de acuerdo a la relación entre la dureza del abrasivo H_a y la dureza del material de la superficie H_m pueden tener lugar tres regímenes de desgaste abrasivo diferentes como se muestra en la Fig. 1.7:

- Régimen de desgaste débil: $H_a < H_m$
- Régimen de desgaste de transición: $H_a \approx H_m$
- Régimen de desgaste severo: $H_a > H_m$

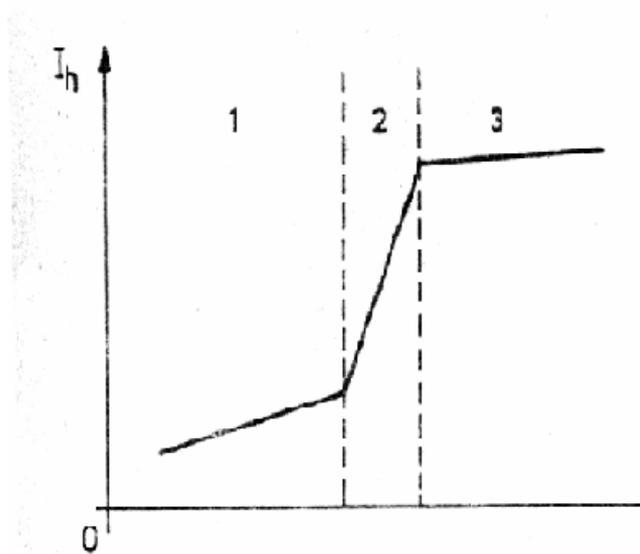


Fig. 1.7. – Regímenes de desgaste abrasivo.

De este análisis se concluye que para controlar el desgaste abrasivo se debe procurar que la dureza del material sea mayor que la del abrasivo, y el criterio tomado es garantizar que $H_m \approx 1,3 H_a$, pues aumentos posteriores de la dureza no se traducen en sensibles reducciones de la intensidad de desgaste.

Experimentalmente se ha demostrado que existe una relación lineal entre el desgaste abrasivo y la dureza del material lo que puede ser fundamentada matemáticamente utilizando el modelo de penetración mostrado en la Fig. 1.8.

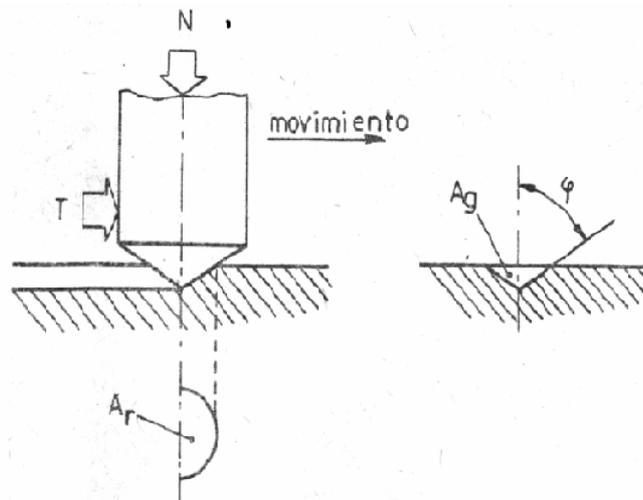


Fig. 1.8. – Modelo de penetración para el desgaste abrasivo.

En este modelo la partícula abrasiva se sustituye por un cono que recorre la superficie surcándola y desprendiendo material de la misma, el volumen desprendido será el producto del área A_g por el recorrido de la partícula L .

$$V = L \cdot A_g \quad (1)$$

Como se conoce:

$$A_r = \frac{N}{P_f} = \frac{\pi \cdot r^2}{2} \quad (2)$$

Donde:

P_f – Presión de fluencia del material.

r – Ancho de la huella de la partícula.

$$A_g = r^2 \cdot \cot \varphi \quad (3)$$

$$\frac{A_g}{A_r} = \frac{2}{\pi} \cdot \cot \varphi \quad (4)$$

Sustituyendo (2) en (4) y despejando A_g se obtiene.

$$A_g = \frac{2}{\pi} \cdot \cot \varphi \cdot \frac{N}{P_f} \quad (5)$$

Sustituyendo (5) en (1) e introduciendo un coeficiente de proporcionalidad k , que toma en cuenta que no todo el material deformado se desprende, se obtiene:

$$V = k \cdot L \cdot \frac{2 \cdot \cot \varphi}{\pi \cdot P_f} \cdot N \quad (6)$$

De la ecuación (6) se puede concluir que el desgaste volumétrico es proporcional a la carga y a la trayectoria y la única propiedad del material que influye es la tensión de fluencia. Si se considera la tensión de fluencia como la dureza H durante la penetración para determinados valores de carga aplicada N y de recorrido L , la expresión (1) adopta la siguiente forma:

$$V = \frac{\text{Const}}{H}$$

Como ya se explicó la resistencia al desgaste abrasivo ε es una magnitud inversamente proporcional al desgaste volumétrico, por lo que se expresa de la siguiente forma:

$$\varepsilon = \text{Const} \cdot H$$

Este simple análisis y los resultados experimentales muestran claramente que la resistencia al desgaste abrasivo depende solamente de la dureza del material y puede ser valorada a través de ésta como propiedad tribológica integral. No obstante se debe tener en cuenta que esta relación lineal sólo se cumple estrictamente en la tercera etapa del proceso de desgaste abrasivo.

En la Tabla. 1.4 se relacionan un grupo de materiales utilizados para la construcción de piezas que deben tener resistencia a este desgaste.

Tabla 1.4 Desgaste relativo de diferentes materiales a la abrasión, tomando como referencia el acero de bajo carbono		
Material	Dureza (kgf/mm ²)	Desgaste relativo
Carburo de tungsteno (sinterizado)	1400 - 1800	0,5 – 5
Fundición de hierro blanco al alto cromo		5 – 10
Acero para herramienta	700 - 1000	20 - 30
Acero para cojinetes	700 - 950	
Cromo (electrodepositado)	900	
Acero cementado	900	20 – 30
Acero nitrurado	900 - 1250	20 – 30
Hierro blanco perlítico		25 - 50
Hierro al manganeso austenítico		30 – 50
Acero perlítico de baja aleación (0,7 %C)	480	30 - 60
Acero perlítico sin alear (0,7% C)	300	50 – 70
Acero al bajo carbono (0,2% C) como sale de la planta de laminación o normalizado	-	100

También se utilizan materiales cerámicos rociados con plasma sobre sustratos metálicos con el objetivo de obtener una superficie dura con alta resistencia a la corrosión. Estos recubrimientos después de su aplicación producen una superficie áspera por lo que deben ser rectificadas con diamante a fin de obtener un acabado superficial adecuado, estos recubrimientos son muy frágiles y existe riesgo de desprendimiento al ser sobrecargados ya sea térmica o mecánicamente.

- **Desgaste por Fatiga Superficial.**

El desgaste por fatiga superficial (picadura o cariado, como también se le conoce) ocurre como resultado del surgimiento y la propagación de grietas en la superficie de las piezas bajo la acción repetitiva de grandes tensiones de contacto.

Bajo la acción de severas condiciones de deslizamiento, con un coeficiente de fricción cercano a la unidad, las capas superficiales del material sufren intensas deformaciones como resultado de la acción simultánea de las tensiones y de contacto y la fuerza de fricción, este fenómeno es representado en la Fig. 1.9.

Las capas superficiales sufren alteraciones en la estructura cristalina y en el tamaño del grano así como desplazamientos de las dislocaciones. El mecanismo de surgimiento y desarrollo de las grietas para contactos Hertzianos se muestra en la Fig. 1.10.

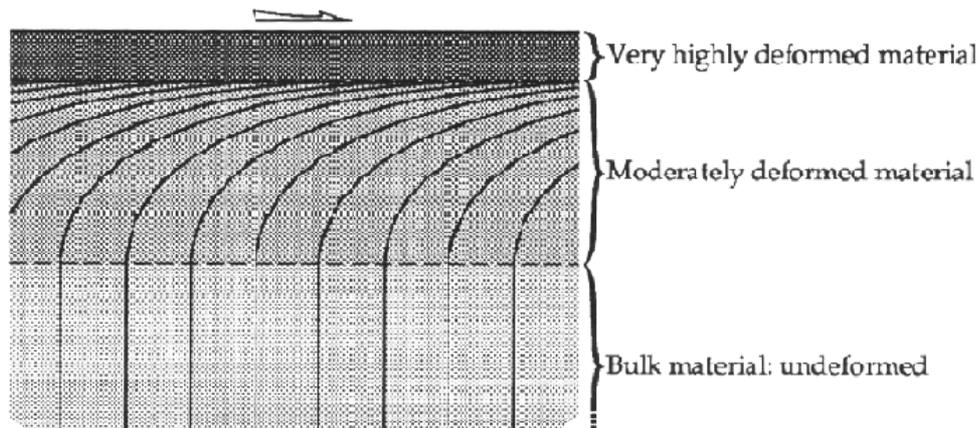


Fig. 1.9. – Capas superficiales deformadas.

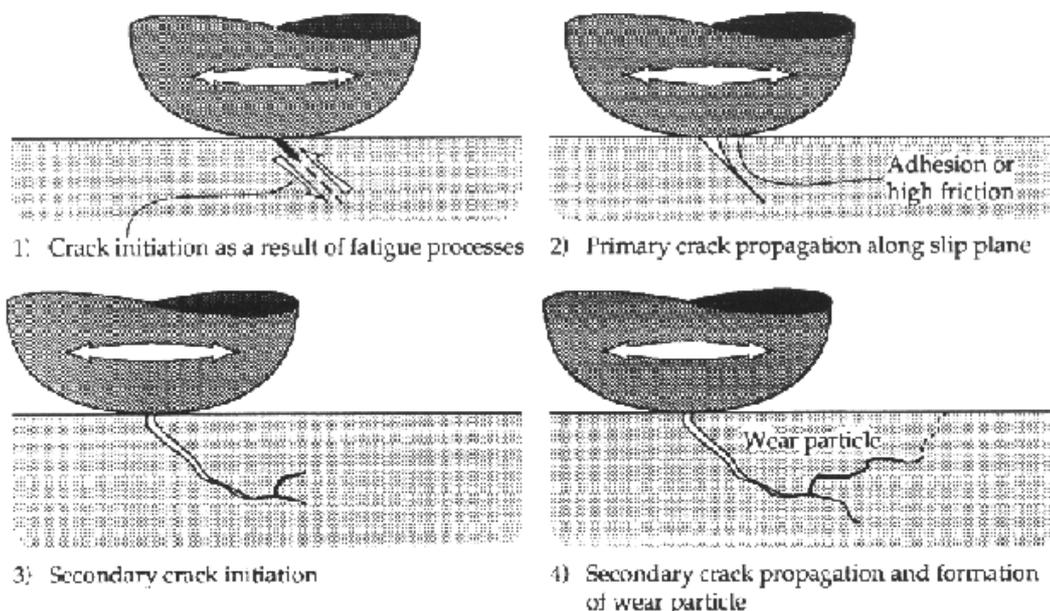


Fig. 1.10. – Formación y propagación de las grietas de fatiga.

En el caso de contactos rodantes, primeramente la grieta se forma en la superficie como resultado de la acción cíclica de las tensiones de contacto y la concentración de tensiones en algún defecto del material o la superficie (vista 1), posteriormente se propaga hacia el interior en la dirección del movimiento y aprovechando defectos internos del material, los planos de deslizamiento internos y las dislocaciones (vista 2). El aspecto de la grieta en estas condiciones vista desde la normal a la

superficie tiene forma de saeta orientada en la dirección de la fuerza de fricción) a partir de la grieta primaria y como resultado de la concentración de tensiones en esta y en ocasiones aprovechando defectos internos del material surge una grieta secundaria que continua propagándose hacia la superficie (vista 3) hasta que se desprende una partícula de desgaste (vista 4).

En el caso de contactos planos deslizantes el mecanismo es parecido, como resultado del proceso de transformación de las capas superficiales ilustrado en la Fig. 1.10 se forma la grieta primaria que se propaga casi paralela a la dirección del movimiento, dando lugar a partículas de desgaste de forma laminar, este proceso es mostrado en la Fig. 1.11.

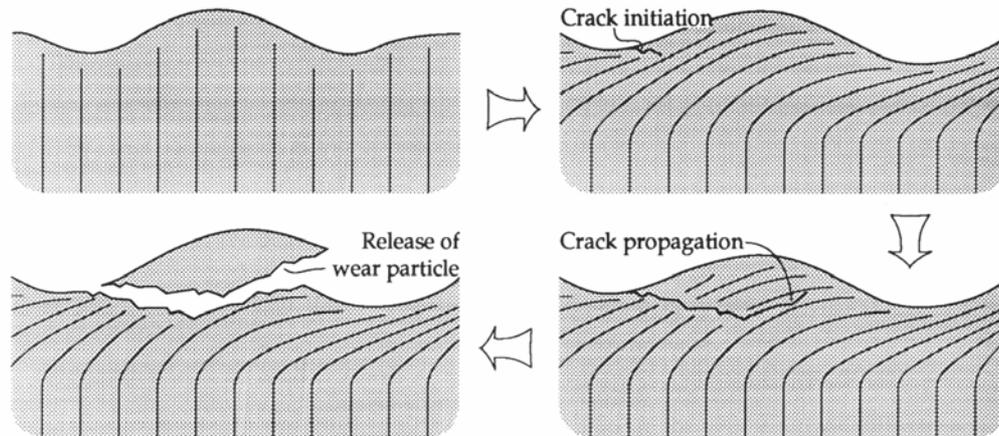


Fig. 1.11. – Formación y desarrollo de la grieta de fatiga superficial en el contacto plano deslizante.

La aplicación de lubricantes de gran viscosidad en este tipo de contacto limita en gran medida la aparición de grietas de fatiga, ocurriendo sólo a un gran número de ciclos y si el coeficiente de fricción se mantiene entre 0,2 y 0,4. Al surgimiento y propagación de las grietas por fatiga superficial contribuyen diversos factores que a continuación se relacionan.

Concentradores de tensiones bajo la superficie.

- Óxidos e incrustaciones duras y frágiles.
- Partículas de fases secundarias.
- Fronteras de granos y otras dislocaciones.
- Grietas y defectos internos.

Carácter de la superficie.

- Topografía superficial y tensiones residuales.
- Microestructura.
- Suciedad superficial.

Defectos superficiales.

- Abolladuras y ralladuras.
- Rasguños
- Picaduras corrosivas y herrumbre.
- Huellas de ataque químico.

Discontinuidades de la geometría de contacto.

- Extremos de los contactos lineales.

- Partículas de desgaste en la zona de contacto.

Como ya se conoce en el caso de la rodadura las tensiones de contacto están altamente concentradas en una pequeña área y repetidas cíclicamente, dan lugar a que el desgaste por fatiga superficial se presente aún en los casos en que el contacto se realiza bajo una lubricación fluida, en la que exista una película de lubricante que limite en gran medida el contacto entre las superficies y la propagación de la grieta es resultado exclusivo de la acción cíclica de las tensiones de contacto en las capas subsuperficiales del material.

En la Fig. 1.12 se muestran las causas de la aparición de las grietas superficiales en el caso de un contacto con lubricación elastohidrodinámica, en el que se deben al posible contacto con elevadas tensiones entre asperezas, este se produce cuando el espesor mínimo de la película es muy pequeño o la rugosidad muy grande, y el contacto con residuos del desgaste presentes en el lubricante se produce cuando estos son mayores que el espesor mínimo de la película de aceite, la presencia de grietas y defectos internos en las capas subsuperficiales pueden dar lugar a la aparición de la fatiga superficial sin que exista contacto entre las superficies.

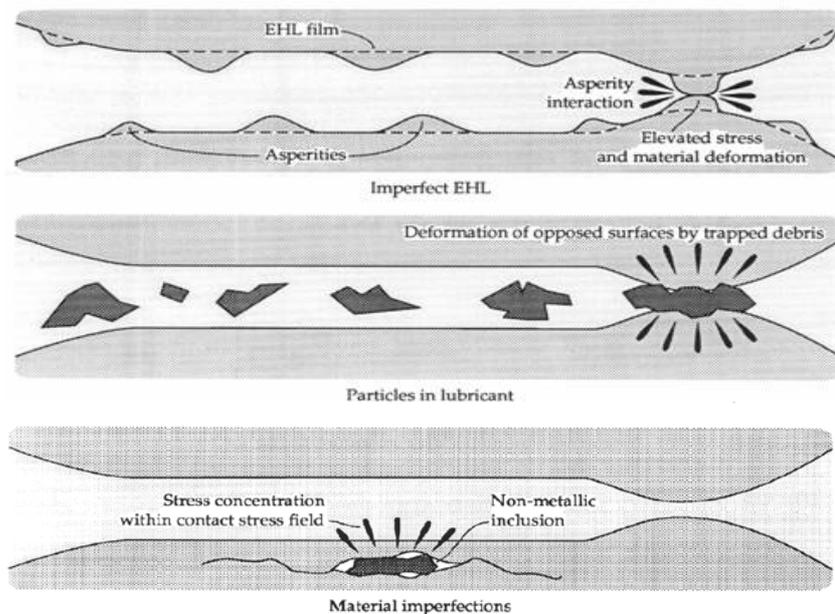


Fig. 1.12. – Causas de la formación de la grieta superficial.

La falla por fatiga superficial es típica de elementos de máquinas que trabajan con lubricación elastohidrodinámica y elevadas cargas superficiales como los cojinetes de rodamiento y los engranajes, en los que es de trascendental importancia el buen acabado superficial y la correcta selección y filtrado del lubricante a utilizar.

Las formas de las partículas de desgaste esta determinada según se haya formado la grieta que le dio origen, en la Fig. 1.13 se muestran las formas características de éstas.

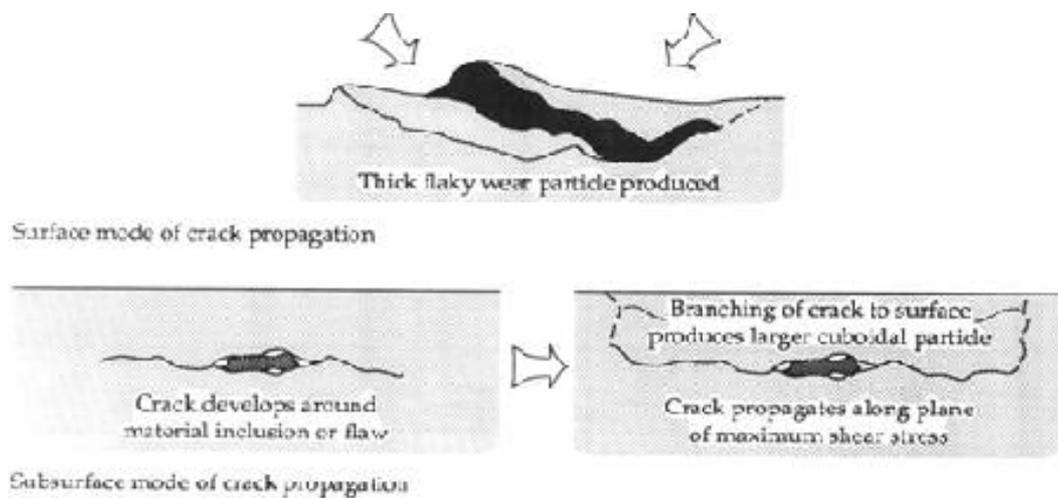


Fig. 1.13. – Forma de las partículas de desgaste.

Una vez que aparece la grieta superficial en el contacto por rodadura la acción cíclica de las tensiones superficiales se encarga del desarrollo y propagación de la grieta, aprovechando la concentración de tensiones que esta produce, como se puede apreciar en el estudio fotoelástico del campo de tensiones en las capas superficiales con la presencia de grietas cuyo resultado se muestra en la Fig. 1.14.

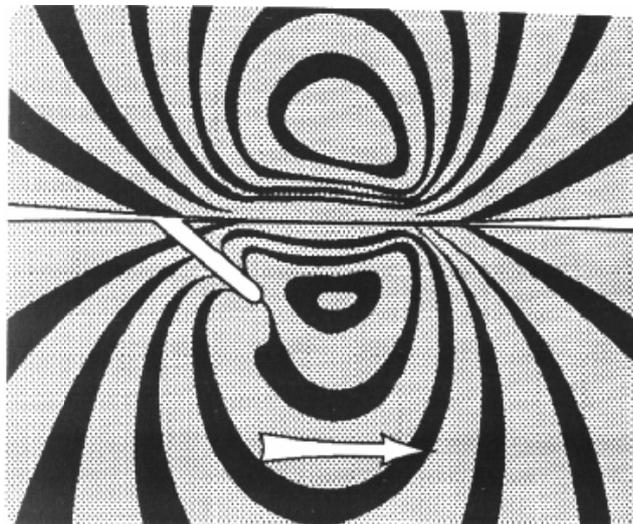


Fig. 1.14. – Estudio fotoelástico del campo de tensiones en las capas subsuperficiales en presencia de grietas.

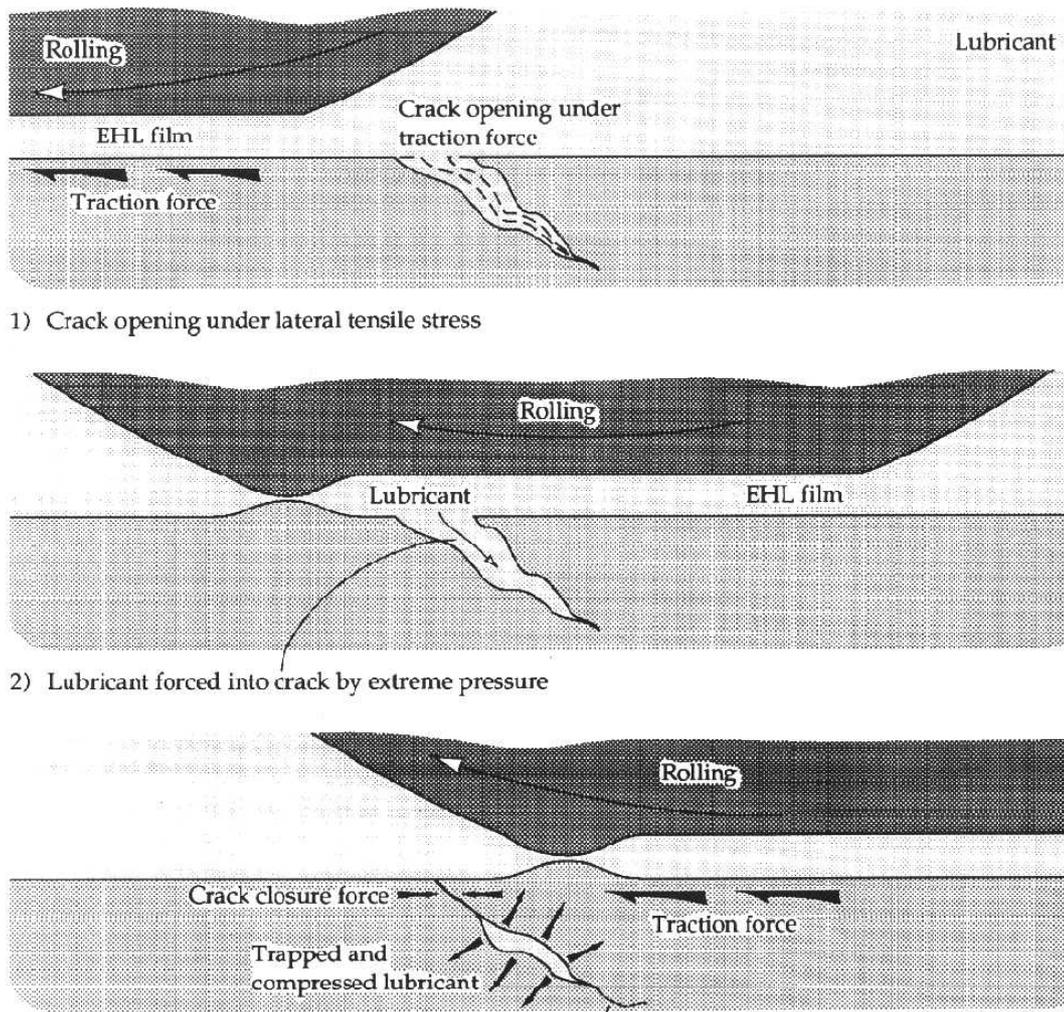


Fig. 1.15. – Acción del lubricante sobre la grieta de fatiga superficial.

En la propagación de las grietas de fatiga superficial en los contactos bajo lubricación elastohidrodinámica, la acción del lubricante sometido a altísimas presiones presente entre las superficies tiene una incidencia trascendental, el lubricante a alta presión penetra en la grieta mientras esta es abierta por las fuerzas de tracción superficiales producto del movimiento (vista 1 y 2 Fig. 1.15) y una vez dentro a alta presión, cuando las fuerzas de tracción superficial tienden a cerrar la grieta este se comprime más aún y tiende a buscar salida en la dirección contraria contribuyendo al desarrollo de la grieta (vista 3 Fig. 1.15).

Las formas de controlar el desgaste por fatiga superficial son el tratamiento térmico superficial para incrementar la resistencia de esa zona de las piezas, un adecuado acabado superficial y la selección del lubricante de forma que para las condiciones de trabajo de las piezas se logre la lubricación elastohidrodinámica plena con un bajo coeficiente de fricción y pequeñas fuerzas tangenciales, además debe garantizarse la limpieza del lubricante.

- **Calculo de Piezas a Fatiga Superficial.**

El cálculo a fatiga superficial generalmente consiste en garantizar un número de ciclos estimado al que debe trabajar la superficie sin que esta ocurra, sea superior al requerido o garantizar que la presión máxima en la zona de contacto sea menor que la presión admisible por el material.

Las ecuaciones básicas para la determinación de las tensiones de contacto fueron elaboradas por el científico alemán Hertz entre los años 1881 y 1882 basándose en los métodos de la teoría de la elasticidad, estos han sido complementados y verificados posteriormente por numerosos investigadores, siendo establecido que el estado tensional de las superficies de trabajo en las piezas de máquinas es complejo, siendo difícil establecer el estado tensional en un punto específico de la superficie para verificar la factibilidad de la ocurrencia de la fatiga superficial, lo que se resuelve tomando un valor de referencia que facilite los cálculos, en este caso la presión máxima de contacto. Para la determinación de la presión máxima en la zona de contacto se registra diversas metodologías en la literatura, todas basadas en las ecuaciones de Hertz, dependiendo de la presión máxima de la fuerza aplicada, la geometría de las superficies y las propiedades de los materiales.

En la Fig.1.16 se representa el contacto entre dos cuerpos convexos y uno convexo y uno cóncavo, a través de la cual se representa el contacto de su forma más general.

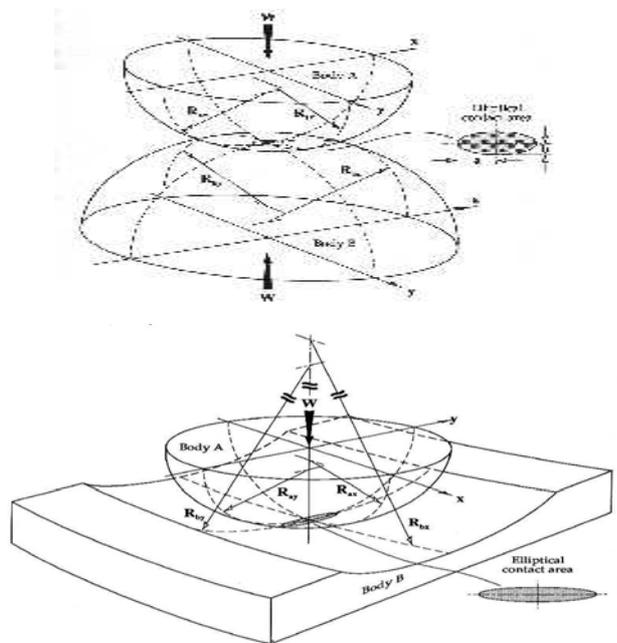


Fig. 1.16 – Forma del área de contacto según la concavidad o convexidad de las superficies en contacto.

En ambos casos la zona de contacto tiene forma de una elipse con semiejes a y b , y la distribución de presión en esta tiene la forma de un elipsoide, la presión máxima en la zona central se determina como:

$$P_{\max} = \frac{3}{2} * \frac{F}{\pi * a * b}$$

Donde:

F- Fuerza normal aplicada a las superficies, N

a, b – Semiejes de la elipse que enmarcan la zona de contacto, mm

$$a = Ka * \sqrt[3]{\frac{3 * F * (m1 + m2)}{4 * A}}$$

$$a = Kb * \sqrt[3]{\frac{3 * F * (m1 + m2)}{4 * A}}$$

Donde:

m1 y m2 – Constantes del material

$$m1 = \frac{1 - \nu_1^2}{E_1} \quad m2 = \frac{1 - \nu_2^2}{E_{21}}$$

ν_1, ν_2 – Coeficiente de Poisson de los materiales.

E_1, E_2 – Módulo de elasticidad de los materiales, MPa

A – Constante geométrica.

$$A = \frac{1}{2} \left[\frac{1}{Rax} \pm \frac{1}{Rbx} + \frac{1}{Ray} + \frac{1}{Rby} \right]$$

Rax, Rbx – Radio de curvatura de las superficies en la dirección x, mm

Ray, Rby – Radio de curvatura de las superficies en la dirección y, mm

El signo (-) se utiliza para superficies cóncavas y el signo (+) para superficies convexas.

Ka y Kb – son coeficientes que se determinan en la siguiente Tabla.1.5.

Tabla 1.5 Valores de los coeficientes Ka y Kb

α	0	10	20	30	40	50	60	70	80	90
Ka	∞	6,61	3,77	2,731	2,136	1,754	1,48	1,28	1,12	1
Kb	0	0,31	0,408	0,493	0,567	0,64	0,71	0,8	0,89	1

Donde:

$$\text{Siendo } \alpha = \cos^{-1} \left[\frac{B}{A} \right]$$

B - constante geométrica

$$B = \frac{1}{2} \left[\left(\frac{1}{Rax} \pm \frac{1}{Rbx} \right)^2 + \left(\frac{1}{Ray} + \frac{1}{Rby} \right)^2 + 2 \left(\frac{1}{Rax} \pm \frac{1}{Rbx} \right) \left(\frac{1}{Ray} \pm \frac{1}{Rby} \right) \right]$$

La fatiga superficial tiene la característica que la distingue especialmente de la fatiga volumétrica, en esta última es posible establecer un valor de la tensión por debajo del cual no se debe producir la falla, sin embargo en la fatiga superficial no es posible alcanzar esto, por lo que es una falla que no se puede evitar que ocurra si la superficie es cargada un número suficiente de ciclos.

Con el fin de generar valores de carga admisible a la fatiga superficial se han realizado numerosos programas de experimentos en máquinas de ensayos que utilizan probetas cilíndricas bajo condiciones controladas de carga y deslizamiento, para estos ensayos se define un factor de carga experimental K.

$$K = \pi(m1 + m2)\sigma_z^2 = \pi(m1 + m2)P \max^2$$

En la Tabla 1.6 se relacionan los valores del coeficiente de carga experimental para un grupo de materiales muy utilizados en ingeniería, el valor de $(\sigma)_c$ fatiga superficial es determinado para 10^8 ciclos, λ y ζ son factores de resistencia, las columnas con 9 % de deslizamiento se utilizan cuando hay fricción apreciable en las superficies de contacto.

Tabla 1.6. Datos de resistencia superficial para diferentes materiales. (Materiales contra un rodillo de acero para herramientas HRC 60-62)								
Material	Rodamiento puro				Rodamiento y 9% de deslizamiento			
	K	Sc @ 1E8 ciclos MPa	λ	ζ	K	Sc @ 1E8 ciclos MPa	λ	ζ
Acero 1020 carburizado, con una profundidad mínima de 0,045 in HRC50-60	12700	1740.8	7.39	38.33	10400	673.2	13.20	61.06
Acero 1020, HB 130-150					1720	639.2	4.78	23.45
Acero 1117, HB 130-150	1500	605.2	4.21	21.41	1150	523.6	3.63	19.12
Acero x1340, endurecido por inducción, con una profundidad mínima de 0,45 in HRC 45-58	10000	1543.6	6.56	34.24	8200	1400.8	8.51	41.31
Acero 4150, con tratamiento térmico, HB 270-300, cromado	6060	795.6	11.18	50.29				
Acero 4150, con tratamiento térmico, HB 270-300, fosfatado	9000	1468.8	8.80	42.81	6260	1224	11.56	51.92
Acero fundido 4150, con tratamiento térmico, HB 270-300,					2850	822.8	17.86	69.72
Acero 4340, endurecido por inducción, con una profundidad mínima de 0,45 in HRC 45-58	13000	1761.2	14.15	66.22	9000	1468.8	14.02	63.44
Acero 4340, con tratamiento térmico, HB 270-300,					5500	1149.2	18.05	75.55
Acero 6150, HB 300-320	1170	530.4	3.10	17.51				
Acero 6150, HB 270-300					1820	659.6	8.30	35.06
Acero para herramienta maraging al 18% de níquel, endurecido al aire, HRC 48-50					4300	992.8	3.90	22.18
Acero gris, clase 20, HB1920 140-160	790	333.2	3.83	19.09	740	319.6	4.09	19.72
Hierro gris, clase 30, HB 200-220	1120	428.4	4.24	20.92				

Hierro gris, clase 30 , tratamiento térmico (ausrevenido), HB 255-300 , fosfatado	2920	693.6	5.52	27.11	2510	639.2	6.01	28.4
Hierro gris, clase 3, HB 225-255	2000	541.8	11.62	46.35	1900	571.2	8.39	35.51
Hierro gris, clase 45, HB 220-240					1070	442	3.77	19.41
Hierro nodular, grupo 80-60-03, tratamiento térmico, HB 207-241	2100	652.8	10.09	41.53	1960	632.4	5.56	26.31
Hierro nodular, grupo 100-70-03, tratamiento térmico, HB 240-260					3570	829.6	13.04	54.33
Níquel – bronce, HB 80-90	1390	496.4	6.01	26.89				
Fundición en arena de bronce fosfórico SAE 65, HB 65-75	730	353.6	2.84	16.13	350	244.8	2.39	14.08
Bronce de fundición continua SAE 660, HB 75-80					320	224.4	1.94	12.87
Bronce con aluminio	2500	666.4	5.87	27.97				
Fundición a presión de zinc, HB 70	250	190.4	3.07	15.35	220	176.8	3.11	15.29
Resina acetálica	620				580			
Hule de poliuretano	240							

Tabla 1.6. Datos de resistencia superficial para diferentes materiales iguales en ambas piezas. (materiales en contacto con el mismo material)								
Material	Rodamiento puro				Rodamiento y 9% de deslizamiento			
	K	Sc @ 1E8 ciclos MPa	λ	ζ	K	Sc @ 1E8 ciclos MPa	λ	ζ
AISI -SAE								
Acero 1020, HB 130-170 y el mismo pero fosfatado	2900	829.6	7.84	35.17	1450	591.6	6.38	28.23
Acero 1144, HB 260-290 (a prueba de esfuerzos)					2290	741.2	4.10	21.79
Acero 4150, con tratamiento térmico HB 270-300 y el mismo pero fosfatado	6770	1271.6	10.46	48.09	2320	748	9.58	40.24
Acero al plomo 4150, fosfatado con tratamiento térmico, HB 270-300					3050	850	6.63	31.1
Acero 4340, con tratamiento térmico HB 320-340 y el mismo pero fosfatado	10300	1564	18.13	80.74	5200	1115.2	26.19	105.31
Hierro gris, clase 20, HB 130-180	960	306	3.05	17.10	920	298.52	3.55	18.52
Hierro gris, clase 30 ,con tratamiento térmico (ausrevenido), HB 270-290	3800	693.6	7.25	33.97	3500	659.6	7.87	35.90
Hierro nodular, grupo 80-60-03, tratamiento térmico, HB 207-241	3500	795.6	4.69	24.65	1750	557.6	4.18	2156
Melanita, HB 190-240	1600	544	4.77	23.27	1450	520.2	4.94	23.64
Aluminio 6061-T6, recubrimiento anodizado duro	350		10.27	34.15	260		5.02	20.12
Magnesio HK31XA-T6, recubrimiento HAE	175		6.46	25.53	275		11.07	35.02

Para estimar el número de ciclos que trabajará la superficie se utiliza la siguiente ecuación

$$\log_{10} K = \frac{\zeta - \log_{10} N}{\lambda}$$

Se determina primeramente P_{\max} y K por las ecuaciones antes explicadas y con estas se seleccionan en la tabla los factores λ y ζ y se determina entonces un número de ciclos de vida N .

Siguiendo un camino inverso se puede establecer el número de ciclos a que debe trabajar la superficie y determinar la carga máxima que esta puede soportar.

- **Falla por Fluencia Friccional.**

Esta falla consiste en la aparición de deformaciones plásticas en la superficie de trabajo de las piezas de máquinas, es típica de piezas altamente cargadas en la que existe un coeficiente de fricción relativamente alto entre las superficies a través de las cuales se transmite la carga.

La condición para la ocurrencia de esta falla es que la intensidad de tensiones σ_i sobrepasa el límite de fluencia del material σ_f en alguna parte de la zona de contacto.

$$\sigma_I = \frac{\sqrt{2}}{2} \sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_x - \sigma_z)^2 - 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)} \geq \sigma_f$$

Donde:

σ_x - Tensión normal en la dirección del movimiento relativo, MPa

σ_y - Tensión normal en la dirección perpendicular al movimiento, MPa

σ_z - Tensión normal en la dirección normal a las superficies conjugadas, MPa

τ_x, τ_y, τ_z - Tensiones tangenciales, MPa

En la zona de contacto se produce un estado tensional de compresión triaxial, si no se consideran las fuerzas de fricción las tensiones σ_x, σ_y y σ_z son tensiones principales y dan lugar a un estado tensional como el mostrado en la figura 1.17 vista a) como generalmente la falla por fluencia friccional ocurre en presencia de un coeficiente de fricción elevado es casi imprescindible considerar la fuerza de fricción lo que da lugar al estado tensional mostrado en la vista b).

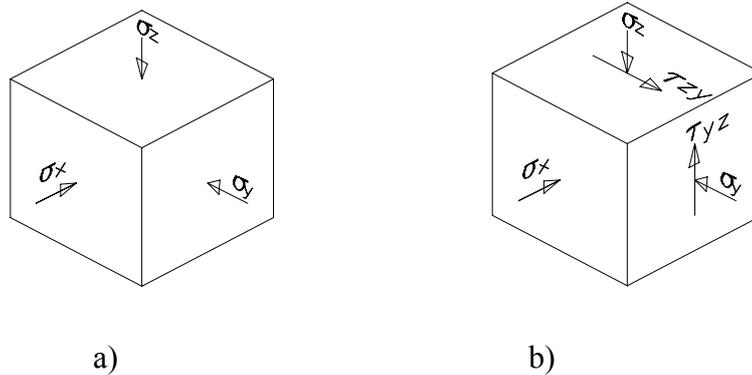


Fig. 1.17 – Estado tensional de la zona de contacto.

Es evidente que para realizar los cálculos de diseño o de verificación para esta falla es necesario analizar integralmente el estado tensional de toda y no sólo la superficie como se realiza a través de las ecuaciones de Hertz explicados en el capítulo anterior.

Es importante señalar que el diseño de elementos de máquina con propensión al flujo plástico utilizando ecuaciones de Hertz para determinar las tensiones en las superficies y sin considerar la fricción, ha dado lugar frecuentemente al fallo de piezas que se consideraban seguras.

El estudio del estado tensional de la zona de contacto parte de las ecuaciones Hertz para determinar las tensiones en la superficie y se complementa con el estudio de su distribución en la profundidad y en el ancho de la pieza, así como en la influencia de la fricción.

Para los contactos esféricos la presión máxima en la superficie se determina como

$$P_{\max} = \frac{3}{2} * \frac{F}{\pi * a^2}$$

Donde:

a – Diámetro de la huella de contacto, mm

$$a = \sqrt[3]{0,375 \frac{m1 + m2}{B} F}$$

En la literatura especializada se deducen las ecuaciones que expresan el comportamiento de las tensiones en la profundidad de las zonas de contacto.

$$\sigma_z = P_{\max} \left[-1 + \frac{z^3}{(a^2 + z^2)^{\frac{3}{2}}} \right]$$

$$\sigma_x = \sigma_y = \frac{P_{\max}}{2} \left[-(1 + 2 * \nu) + 2(1 + \nu) \left(\frac{z}{\sqrt{a^2 + z^2}} \right) - \left(\frac{z}{\sqrt{a^2 + z^2}} \right)^3 \right]$$

Donde:

z - Profundidad a que se determina las tensiones

De las ecuaciones se puede concluir que:

$$\sigma_{zMAX} = -P_{\max}$$

$$\sigma_{xMAX} = \sigma_{yMAX} = \frac{-1 + 2 * \nu}{2} P_{\max}$$

Como resultado de los esfuerzos normales se produce una tensión tangencial que se determina como:

$$\tau_{xz} = \frac{P_{\max}}{2} \left[\left(\frac{1 - 2 * \nu}{2} \right) + (1 + \nu) \left(\frac{z}{\sqrt{a^2 + z^2}} \right) - \frac{3}{2} \left(\frac{z}{\sqrt{a^2 + z^2}} \right)^3 \right]$$

Esta es máxima aproximadamente a una profundidad $z = 0,79$

En la Fig. 1.18 se puede apreciar el comportamiento de las tensiones en la profundidad de la zona de contacto para contactos esféricos.

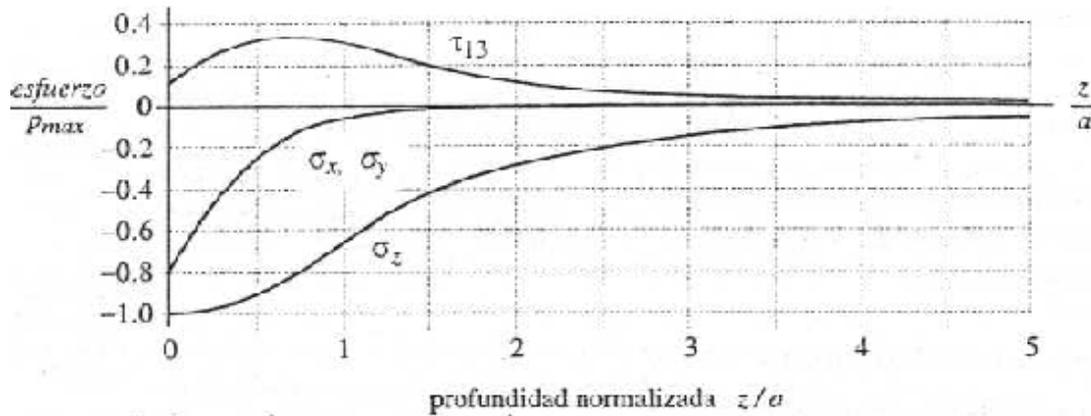


Fig. 1.18 – Comportamiento de las tensiones en la zona de contacto para contactos esféricos.

Para el contacto cilíndrico la presión máxima en la superficie se determina como:

$$P_{\max} = \frac{2 * F}{\pi * a * L}$$

Donde:

a – Ancho de la zona de contacto, mm

$$a = \sqrt{\frac{2}{\pi} \frac{m_1 + m_2}{B} \frac{F}{L}}$$

L – Longitud de los cilindros en contacto.

La distribución de las tensiones en la profundidad de la zona de contacto es expuesta en la referencia [6].

$$\sigma_z = -P_{\max} \left[\frac{1}{\sqrt{1 + \left(\frac{z}{a}\right)^2}} \right]$$

$$\sigma_y = -P_{\max} \left[\frac{1 + 2\left(\frac{z}{a}\right)^2}{\sqrt{1 + \left(\frac{z}{a}\right)^2}} - 2\left(\frac{z}{a}\right) \right]$$

$$\sigma_x = -0,6 * \sigma_H \left[\sqrt{1 + \left(\frac{z}{a}\right)^2} - \frac{z}{b} \right]$$

En la Fig. 1.19 se muestra el campo de tensiones superficiales para contactos entre cilindros paralelos.

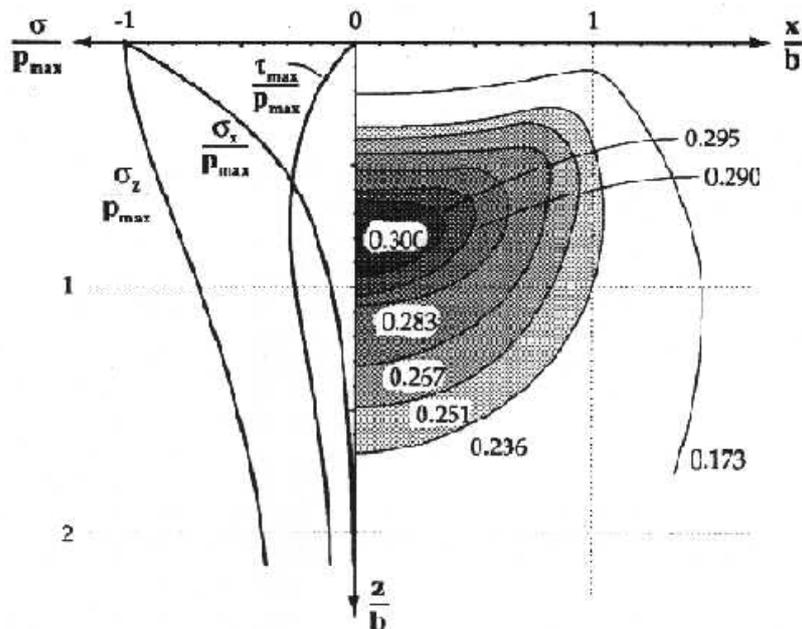


Fig. 1.19 – Campo de tensiones superficiales para contactos entre cilindros paralelos.

Este tipo de contacto es uno de los que más se presentan y ha sido el más profundamente estudiado. Riajorski en un trabajo sobre la determinación del coeficiente de fricción seca plantea la solución del campo de tensiones en la zona de contacto en coordenadas elípticas como se muestra en la Fig. 1.20.

La relación de estas coordenadas con las cartesianas se expresa según las siguientes ecuaciones:

$$x = b \cdot \text{ch}(\alpha) \cdot \cos(\beta) \quad y = b \cdot \text{sh}(\alpha) \cdot \text{sen}(\beta)$$

Las ecuaciones desarrolladas por Riajorski para determinar las tensiones principales en la zona de contacto son:

$$\sigma_1 = \sigma_H \cdot e^{-\alpha} \left[(f \cdot \cos\beta - \text{sen}\beta) + \sqrt{\frac{\text{sen}^2 \beta \cdot \text{sh}^2 \alpha - f \cdot \text{sen} 2\beta \cdot \text{sh}^2 \alpha + f^2 \cdot (e^{-2\alpha} \cdot \text{sen}^2 \beta + \cos^2 \beta \cdot \text{sh}\beta)}{\text{sen}^2 \beta + \text{sh}^2 \alpha}} \right]$$

$$\sigma_2 = \sigma_H \cdot e^{-\alpha} \cdot 2 \cdot \mu \cdot (f \cdot \cos\beta - \text{sen}\alpha)$$

$$\sigma_3 = \sigma_H \cdot e^{-\alpha} \cdot \left[(f \cdot \cos\beta - \text{sen}\beta) - \sqrt{\frac{\text{sen}^2 \beta \cdot \text{sh}^2 \alpha - f \cdot \text{sen} 2\beta \cdot \text{sh}^2 \alpha + f^2 \cdot (e^{-2\alpha} \cdot \text{sen}^2 \beta + \cos^2 \beta \cdot \text{sh}\beta)}{\text{sen}^2 \beta + \text{sh}^2 \alpha}} \right]$$

$$\alpha = \frac{z}{b}$$

z- Profundidad en la zona de contacto.

b - Semiancho de la zona de contacto.

β - Según figura 1.20.

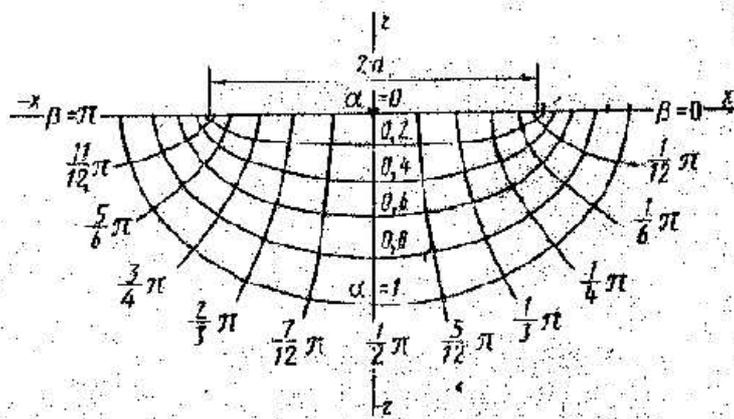


Fig. 1.20 – Campo de tensiones expresado en coordenadas elípticas.

Evaluando estas expresiones para $\beta = \frac{\pi}{2}$, es decir en la dirección perpendicular al punto de contacto se obtiene las ecuaciones para determinar las tensiones principales en esta dirección:

$$\sigma_1 = -\sigma_H \cdot e^{-\alpha} \cdot \left[-1 + \sqrt{\frac{\text{Sh}^2(\alpha) + f^2 \cdot e^{-2(\alpha)}}{1 + \text{Sh}^2(\alpha)}} \right]$$

$$\sigma_2 = -\sigma_H \cdot e^{-\alpha} \cdot 2\nu = -0,6 \sigma_H \cdot e^{-\alpha}$$

$$\sigma_3 = -\sigma_H \cdot e^{-\alpha} \cdot \left[-1 - \sqrt{\frac{\text{Sh}^2(\alpha) + f^2 \cdot e^{-2(\alpha)}}{1 + \text{Sh}^2(\alpha)}} \right]$$

Sustituyendo estas ecuaciones en la ecuación para la determinación de la intensidad de tensiones se obtiene la expresión para determinar la intensidad de tensiones en la profundidad de la zona de contacto.

$$\sigma_{i(\alpha)} = -\sigma_H \cdot e^{-\alpha} \cdot \sqrt{3 \cdot \left(\frac{\text{Senh}^2(\alpha) + f^2 \cdot e^{(-2\alpha)}}{1 + \text{Senh}(\alpha)} \right) + 0,16} = -\sigma_H \cdot A \quad (\text{V})$$

Evaluando esta expresión para $\alpha = 0$, o sea para la superficie del diente se obtiene la ecuación propuesta para determinar la intensidad de tensiones en la superficie según la Teoría de Von - Misses.

En la Fig. 1.21 se muestra el comportamiento de la intensidad de tensiones en la profundidad para distintos valores del coeficiente de fricción en el mismo ejemplo de la Fig. 1.19.

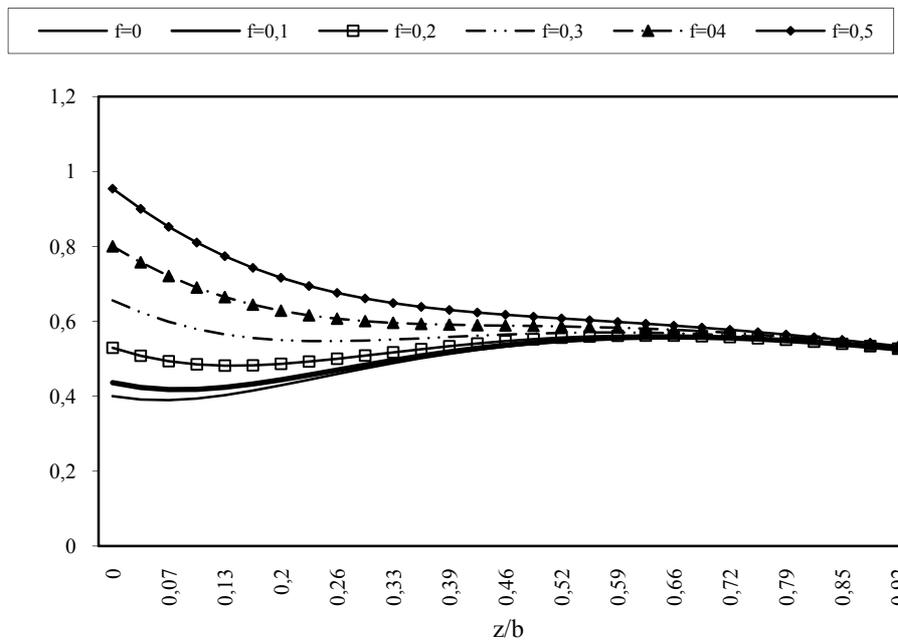


Fig. 1.21 – Comportamiento de la intensidad de tensiones en la profundidad para diferentes valores del coeficiente de fricción.

Del análisis de la Fig. 1.21 se puede concluir que cuando el coeficiente de fricción f , es mayor que 0,3 la intensidad de las tensiones máxima se producen en la superficie siendo posible utilizar las ecuaciones relacionadas a continuación para valorar la resistencia de la superficie a la fluencia friccional.

M. M Saverin .

$$\sigma_e = P \max(0,2 + 2,28 * f - 1,5 * f^2)$$

K Turbin .

$$\sigma_i = \left[0,418 + 0,5428 \left(\frac{0,05}{b} \right)^{1,2546} + f \left[0,418 + 0,403 \left(\frac{0,05}{b} \right)^{0,759} \right] \right]$$

Hipótesis de las Tensiones Tangenciales Máximas.

$$\sigma_i = P \max(0,4 + 0,787 - f)$$

Hipótesis de Huber – Misses – Hencki.

$$\sigma_i = P \max \sqrt{3 * f^3 + 0,16}$$

En la Fig. 1.22 se muestra el comportamiento para un mismo caso de la intensidad de tensiones en la superficie calculada según las ecuaciones clásicas de Hertz y según las ecuaciones antes relacionadas que tienen en cuenta el coeficiente de fricción.

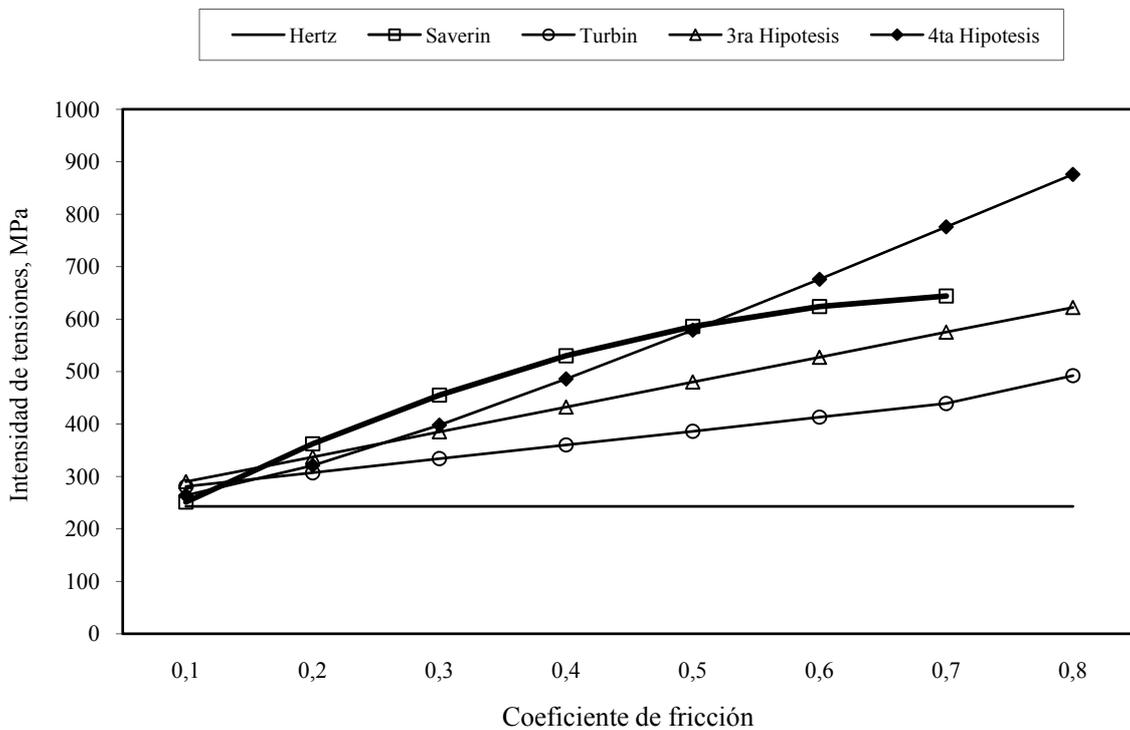


Fig. 1.22–Comportamiento de la intensidad de las tensiones en la superficie para diferentes valores del coeficiente de fricción.

En la figura se observa claramente el efecto negativo sobre del estado tensional de las superficies en contacto produce la fricción. A partir del trabajo de Riajorski en [11] se obtuvo una ecuación para determinar la intensidad de tensiones máxima en la zona de contacto cuando el coeficiente de fricción está entre 0,1 y 0,22.

$$\sigma_{MAX} = P \max(0,5576 - 0,005313 * f + 0,1608 * f^2)$$

Igualmente se determinó una ecuación para determinar a que profundidad se produce la intensidad de tensiones máximas.

$$z = b(0,6546 + 0,03923 * f - 0,8322 * f^2)$$

Este último resultado es de gran importancia pues al utilizar un tratamiento térmico superficial para incrementar la resistencia de ésta es necesario que el espesor de la capa endurecida sea mayor que esta profundidad.

1.3.2.4. Falla por corrosión.

- **Desgaste Corrosivo Mecánico.**

A diferencia de los mecanismos de desgaste hasta aquí estudiados que se explican fundamentalmente por la acción de deformación y adhesión mutua entre las superficies en contacto, el desgaste corrosivo metálico tiene lugar en condiciones de acción del medio y la acción interactiva y dinámica entre todos los elementos presentes en la zona de fricción. Si las dos superficies en contacto reaccionan con el medio ambiente dan lugar a la generación y eliminación interrumpida de productos de esta reacción.

El proceso de desgaste corrosivo mecánico se desarrolla cíclicamente en tres etapas:

1. Las superficies 1 y 2 reaccionan con el medio 3, formándose productos de la reacción 1-3 y 3-3 en la superficie de los cuerpos.
2. Ocurre el desplazamiento de los productos de la reacción, provocando como resultado la formación de grietas y el desgaste abrasivo por la acción de los residuos en el contacto de las superficies 1 y 2.

En el desgaste corrosivo mecánico intervienen procesos químicos como resultado de los cuales aparecen los productos de reacción. Debido a la activación calórica y mecánica, en las irregularidades superficiales tienen lugar las siguientes transformaciones:

- La actividad química se incrementa debido al aumento de la temperatura en las irregularidades, como resultado de lo cual se aceleran las reacciones.
- Las propiedades mecánicas en las capas superficiales de las irregularidades varían, incrementándose la frecuencia de roturas frágiles.

Partiendo de la suposición de que las capas superficiales (formadas por la fricción de los materiales y la reacción con el medio) se desprenden cuando han alcanzado cierto espesor crítico se desarrolla la Teoría de Quím. para el desgaste por oxidación de los aceros, según la cual el desgaste volumétrico viene dado por la siguiente ecuación:

$$V = \frac{k}{3 \cdot H} \cdot N \cdot L$$

Donde:

k – Constante estadística.

H – Dureza.

N – Carga actuante.

L – Recorrido de fricción.

De acuerdo a la Teoría de Quím. el valor de k es:

$$k = \frac{d \cdot A_c \cdot e^{\left(\frac{Q}{R_c \cdot t_c}\right)}}{\xi_2 \cdot \rho_2 \cdot V}$$

Donde:

d – Camino a lo largo del cual se forma el contacto.

A_c – Constante de Arrhenius.

Q – Energía de activación.

R_c – Constante Universal de los Gases.

t_c – Temperatura de contacto.

ξ – Espesor crítico de la película.

ρ – Densidad del óxido.

V – Velocidad de deslizamiento.

Esta teoría indica la relación entre el desgaste volumétrico y los siguientes grupos de parámetros del sistema tribomecánico:

- Variables de trabajo. (N, v, L)
- Constantes generales y parámetros del material. (A_c, Q, R_c, ρ, H)
- Características de la interacción. (d, t_c, ξ)

- **Desgaste por frotamiento.**

Por lo general los mecanismos de desgaste ya descritos actúan simultáneamente, el proceso de adhesión y los fenómenos tribomecánicos producen la variación de las propiedades de las superficies, formándose como resultado residuos del desgaste o el traslado de material de un cuerpo a otro, los procesos se activan por la energía mecánica calórica transmitida o disipada en las

irregularidades superficiales y en el volumen del material, todos estos procesos conllevan a la formación de residuos del desgaste que propician el desgaste abrasivo o por fatiga superficial.

La corrosión por frotamiento es una forma de desgaste que aglutina los cuatro mecanismos estudiados hasta ahora y se produce cuando dos cuerpos en contacto experimentan un movimiento relativo de oscilación con una amplitud menor de 100 μm . Este fenómeno es típico de uniones árbol – cubo, empaquetaduras y sellos estáticos, embragues, etc.

Como consecuencia del desgaste por frotamiento en la superficie de los elementos aparecen grietas y se generan residuos que reducen la resistencia al desgaste por fatiga de tres a cuatro veces.

Este proceso consta de las siguientes etapas.

1. Se produce una deformación por contacto variable lo que provoca el surgimiento y propagación de grietas superficiales, así como también la eliminación de las impurezas superficiales y la formación y destrucción de enlaces adhesivos.
2. Se forman productos de desgaste, ya sean como resultado de la fatiga superficial o como resultado de los procesos adhesivos, en esta etapa se produce la oxidación de los productos del desgaste.

Los productos del desgaste ejercen una acción abrasiva lo que a su vez permite la repetición de las dos etapas.

1.5 Objetivos del Análisis de Fallas en Sistemas Mecánicos.

El análisis de fallas cumple una serie de funciones técnicas, económicas, legales, etc., las cuales se pueden sintetizar en los siguientes objetivos:

- Precisar las causas que determinan la ocurrencia de las mismas
- Determinar los gastos que se originaron y el costo de la solución
- Evaluar el grado de responsabilidad de cada uno de los procesos que han intervenido en la conexión del sistema: proyección, construcción, mantenimiento o explotación.
- Elaborar las recomendaciones que conduzcan por un lado a prevenir fallas futuras y por otro a mejorar el diseño, la fabricación y/o la explotación de las nuevas instalaciones similares.

La determinación de las causas implica por supuesto la evaluación del tipo de falla y del mecanismo de la ocurrencia, así como de la evaluación del origen de la misma. Desde el punto de vista ingenieril. La apropiada aplicación del análisis de fallas puede brindar una valiosa retroalimentación a los problemas de diseño ya que contribuye a establecer todos los factores que determinan un óptimo diseño, determinar los factores de seguridad adecuados e incluso establecer los métodos de cálculo más apropiados.

1.6 Papel del Investigador en el Análisis de Fallas.

Según se plantea Bilmes el papel del investigador en el análisis de fallas es muy similar al rol del médico forense, aunque más amplio, pues en la mayoría de los casos, “este ingeniero forense” debe determinar no solo el tipo y mecanismo de la falla, sino también de quien es la responsabilidad: del proyectista, del fabricante, del proveedor o del usuario.

Hay dos aspectos importantes en cualquier de los análisis de fallas:

- El “expertise ingenieril” y legal para poder valorar todas las implicaciones técnicas y legales del hecho.

- Los recursos económicos que determinan como las evidencias pueden ser desarrolladas suficientemente.

Desde el punto de vista del “expertise ingenieril” según Bilmes la clave del éxito radica en un buen balance entre: conocimientos y experiencia.

El experto debe tener amplios conocimientos de: Ciencia y Mecánica de los Materiales, Procesos industriales, Tecnología de la Mecánica, Técnicas de Caracterización e Inspección y Diseño Mecánico y además una basta experiencia.

El investigador debe utilizar adecuadamente los recursos disponibles para realizar la aproximación sistemática, o sea, debe utilizar los procedimientos y las técnicas de análisis mas apropiadas de acuerdo con el presupuesto disponible y aplicarla en la secuencia correcta, para de este modo obtener el máximo de información que permite determinar las probables causas de las fallas y la secuencia de los eventos que condujeron a ella.

1.7 Secuencia General de la Investigación en el Análisis de Fallas.

En un caso típico de análisis de fallas el investigador debe cumplimentar una serie de etapas como son:

1. Preservación y examen visual.
2. Determinación de los antecedentes.
3. Documentación de la falla.
4. Realiza ensayos no destructivos y destructivos necesarios del sistema averiado y caracteriza los materiales involucrados.
5. Reconstruye el incidente.
6. Realiza simulaciones del incidente.
7. Realiza el análisis de tensiones y los cálculos requeridos de resistencia, rigidez y estabilidad.
8. Determina el modo y mecanismo de la falla.
9. Determina las causas, efectos y responsabilidad.
10. Elabora el informe técnico.

No obstante el orden lógico de estas etapas el mismo puede ser modificado y en ocasiones pueden no realizarse algunas de ellas, por ejemplo, la reconstrucción y la simulación no siempre son necesarias.

1.8 Particularidades de las Diferentes Etapas de la Investigación

1.8.1 Preservación y Examen Visual.

El investigador debe hacerse cargo del problema tan pronto como sea posible y preservar aquellos elementos que pueden constituir pruebas documentales. Esto evita la pérdida de evidencias por acción del medio ambiente o por la negligencia y/o ignorancia del personal no familiarizado con el análisis de fallas.

Debe fotografiar el sistema y en particular el elemento averiado desde diferentes ángulos, utilizando en el caso de grietas líquidos colorantes.

El aspecto externo de la zona averiada puede aportar mucha información acerca de la causa y el mecanismo de la avería, de modo que esta zona debe ser observada minuciosamente, si es preciso con la ayuda de una lupa y registrar bien las zonas próximas para detectar posibles defectos, existentes u otras zonas averiadas.

1.8.2 Determinación de los Antecedentes.

Al realizar un análisis de falla es conveniente revisar el expediente técnico de la instalación y realizar entrevistas al personal involucrado, buscando averías anteriores, mantenimientos, reparaciones, etc. Los cuales pueden tener una incidencia directa en la falla que se analiza. Es necesario precisar además los parámetros y condiciones reales de servicio: datos estadísticos de capacidad, cargas, presiones, temperaturas, paradas prolongadas, etc.

En todo este proceso hay que hacer énfasis en la búsqueda de procedimientos incorrectos, periodos de sobrecargas o bajas cargas y alteraciones en general de los regímenes de explotación aspectos estos que pueden estar asociados a la avería.

1.8.3 Búsqueda y Recopilación de Información Documentada.

La búsqueda y recopilación de información documentada acerca del sistema y de la avería es una etapa importante en todo análisis de falla, en ella se pueden incluir los siguientes aspectos:

- Revisión bibliográfica en diferentes fuentes: libros, revistas, memorias de eventos científicos y congresos, patentes, Internet, comunicaciones orales, etc. sobre todos aquellos aspectos vinculados a la falla y al elemento o sistema analizado.
- Normas de capacidad, calidad, resistencia, ensayos, manipulación, almacenamiento, etc.
- Planos de ensamble y de taller, especificaciones técnicas, informes de operación, mantenimiento y reparación.
- Parámetros de servicio. Se refiere a aquellos documentos que establecen todos los parámetros de servicio: capacidades, potencias, velocidades, presiones, temperaturas, etc. y a los registros y controles estadísticos de los valores reales de estos parámetros durante la explotación.

1.8.4. Ensayos No Destructivos y Ensayos Destructivos.

1.8.4.1 Fractografía Macroscópica y Microscópica.

La fractografía tanto macroscópica como microscópica constituye una de las primeras y más importantes etapas de todo análisis de falla, a través de ellas se puede obtener muchas evidencias acerca del tipo y mecanismo de falla, su origen y dirección de propagación, la posible influencia de los procesos tecnológicos de fabricación y del medio externo, etc.

La fractografía macroscópica se realiza de forma visual a “ojo desnudo” o con la ayuda de una lupa. Durante la misma se revisa en detalle el aspecto externo de la zona averiada tratando de identificar líneas, marcas, huellas de cualquier índole de la zona averiada que nos pueda brindar información sobre el origen y desarrollo de la misma. Resulta conveniente fotografiar la sección de la falla desde diversos ángulos. La fractografía macroscópica puede ayudar también a identificar fácilmente si se trata de una fractura: Frágil, Dúctil o por Fatiga y a su vez identificar cuáles de los factores que condicionan uno u otro tipo de falla pueden estar presentes. Así por ejemplo:

Las fracturas frágil y dúctil pueden ocurrir en condiciones de cargas estáticas, a temperatura ambiente o a temperaturas por encima o por debajo de la temperatura ambiente y bajo presencia de sobrecargas instantáneas a cargas de impacto. La fractura por fatiga ocurre o se inicia solamente en presencia de cargas cíclicas aunque la fractura final puede estar condicionada también por sobrecargas instantáneas o impacto.

Existen elementos que favorecen la fractura frágil y dúctil, estos elementos son:

a) Composición química.

La composición química es el primer elemento que se debe analizar para precisar comportamiento dúctil o frágil de la fractura. La elevación del % de C en los aceros favorece el comportamiento frágil, las fundiciones que tienen un elevado % de C tienen como regla comportamiento frágil sin embargo la forma en que esta presente el grafito libre en estas últimas acentúa o reduce la

fragilidad. La presencia del grafito en forma de láminas acentúa la fragilidad y en forma de nódulos o esferas reduce la fragilidad. La presencia de manganeso (Mn) o el níquel (Ni), el vanadio (V) o el titanio (Ti) en los aceros favorece el comportamiento dúctil. La segregación de elementos que constituyen impurezas hacia los límites de los granos, como son el P, S, H, Ar y Sb favorecen la fragilidad. La presencia de metales más dúctiles como son Pb, Al, Cu favorece la ductilidad.

b) Tratamiento térmico.

Los tratamientos térmicos como el normalizado o el recocido en los aceros favorece el comportamiento dúctil a diferencia del temple que favorece la fragilidad.

c) Temperatura.

La mayoría de los aceros disminuyen su ductilidad en la medida en que se eleva su temperatura hasta aproximadamente 350°C y a partir de esta se eleva la misma. En general el trabajo de los metales a temperaturas bajas por debajo de 0°C promueve el comportamiento frágil, sin embargo el acero dulce puede fracturarse después de una deformación plástica importante a temperaturas del orden de (-150°C) donde el alargamiento puede ser del orden del 15%.

d) Tamaño de grano.

Un tamaño fino de los granos favorece el comportamiento dúctil.

e) Estado tensional.

La presencia de un estado tensional lineal favorece el comportamiento dúctil, sin embargo al pasar al estado tensional plano o triaxial se inhibe el desarrollo de las deformaciones y el comportamiento frágil.

f) Velocidad de aplicación de la carga.

Cuando las cargas se aplican bruscamente (cargas dinámicas) las deformaciones no tienen tiempo de manifestarse y el metal se comporta como frágil.

Las fracturas dúctiles y frágiles se diferencian más o menos bastante claramente a través de la fractografía macroscópica. La fractura dúctil por ejemplo en un elemento con un comportamiento dúctil tiene forma de cono y copa, tal como se muestra en la Fig. 1.23. En la medida que aumenta la relación d/D la fractura es frágil.

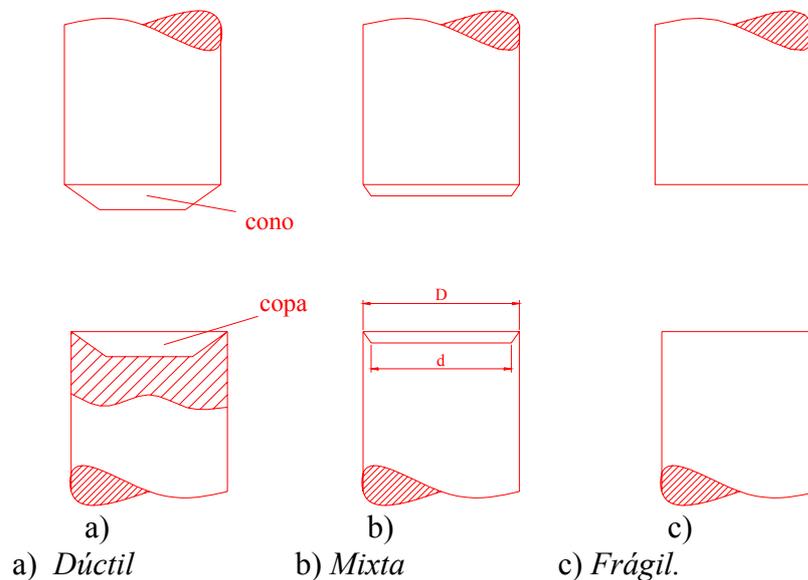
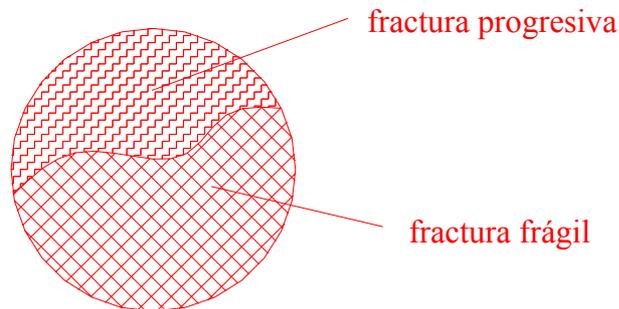


Fig. 1.23.- Aspecto externo de la fractura.

En las fallas por fatiga también se diferencian claramente dos zonas características: la zona de fisuración progresiva (desarrollo de la grieta de fatiga) y la zona de fractura final frágil (Fig. 1.24).

Fig. 1.24.- Aspecto externo de una fractura por fatiga.



En la literatura técnica se dan tablas mediante las cuales, observando el aspecto externo de la fractura por fatiga se puede esclarecer las condiciones de sollicitación, niveles de tensión, grado de concentración de tensiones, etc. en las que se produjo la fractura.

1.8.4.2. Métodos No Destructivos para la Detección de Defectos Superficiales.

1. Líquidos Penetrantes.

El método de líquidos penetrantes, llamado también de resudación o de colores, se utiliza para revelar discontinuidades superficiales en materiales sólidos no porosos. Para este se emplea un líquido que al verterlo sobre la pieza de ensayo penetra, por capilaridad, en las discontinuidades, permanece alojado en ellas hasta que una vez limpia la superficie de la pieza, se aplica sobre esta un agente revelador el cual exuda el líquido penetrante alojado en las discontinuidades y permite su observación.

Este método es el resultado del desarrollo, a través de los años, del viejo procedimiento del petróleo (petróleo y la cal), en el cual se vertía petróleo o queroseno sobre la pieza y al cabo de cierto tiempo se limpiaba la superficie y se cubría con una capa de cal o de polvo de tiza, la cual exudaba el líquido alojado en las discontinuidades. El mismo carece de la sensibilidad necesaria para detectar grietas pequeñas, además requiere un tiempo de espera demasiado largo que no satisface las exigencias de los tiempos modernos, por lo que al paso del tiempo se han ido desarrollando nuevos productos que proporcionan los resultados, cada vez, en un tiempo más corto, además de imprimirle al método alta sensibilidad.

El método consta fundamentalmente de cinco pasos para su realización:

1. Limpieza de la superficie que se va a ensayar:
La superficie debe estar limpia y libre de materias extrañas (partículas de óxidos o polvo, grasas, restos de pintura, etc.) que se puedan alojar en las discontinuidades e impiden la penetración del líquido y, por lo tanto, enmascarar éstas o bien pueden provocar retención del penetrante durante la limpieza y originar indicaciones falsas.
2. Aplicación del líquido penetrante:
El líquido penetrante se aplica en la superficie de la muestra en cantidad suficiente para que pueda penetrar en las discontinuidades. Este paso requiere un tiempo de espera que permite el alojamiento del líquido penetrante en las discontinuidades.
3. Limpieza de la superficie para eliminar el exceso de penetrante:

Consiste en eliminar el líquido penetrante que no ha penetrado en las discontinuidades. Para ello se puede utilizar agua, en el caso de que el penetrante sea soluble en agua o algún otro disolvente según el carácter del penetrante utilizado.

4. Aplicación del agente revelador:

Se aplica en la superficie de la muestra y a causa de sus propiedades absorbentes, exuda el penetrante alojado en las discontinuidades.

5. Observación de las indicaciones aparecidas:

Transcurrido un tiempo de espera, se puede observar la pieza con el objeto de valorar las indicaciones aparecidas.

2. Método de Ensayo por Inducción Magnética (Magna Flux).

- Principios generales.

Ha sido reconocido por algún tiempo que las características magnéticas de un material están relacionadas con su estructura o composición y sus propiedades mecánicas. Parece posible, cuando menos teóricamente, localizar las diferencias y discontinuidades estructurales, las variaciones dimensionales y varias propiedades de un material dado, realizando varias medidas magnéticas del material y comparándola con medidas correspondientes de algún material normalizado o de referencia. Un ensayo magnético es sensitivo a las deformaciones internas y a las diferencias de temperatura en el material, las cuales ejercen muy poco efecto sobre las propiedades mecánicas. El efecto de las variaciones debido a las deformaciones internas es mas notorio cuando se efectúan altas frecuencias o bajas fuerzas magnetizantes. Estas condiciones tornan sumamente difícil la determinación de relaciones cuantitativas definidas y realizar aplicaciones prácticas y satisfactorias de los principios.

- Ensayo por el método de bobinas.

Hay equipo disponible que permite el análisis magnético de una barra y de tubo de $\frac{1}{4}$ a $3 \frac{1}{2}$ pulg. de diámetro exterior. Incluye un montaje con bobina de ensayo, un indicador con gabinete de control, y un mecanismo alimentador. El montaje de la bobina de ensayo consiste en una bobina primaria y otra secundaria. El material a examinar se pasa por la bobina secundaria, y es energizada por corriente alterna.

Uno de los tres circuitos disponibles se utiliza como detector de fallas. Como este método se basa en la comparación de una sección de la barra de ensayo con otra sección de la barra, se limita a indicar el principio y el fin del defecto solamente. Por esta razón, los defectos continuos aun de profundidad considerable, ocasionalmente no son detectables.

Los otros dos circuitos son del tipo de analizadores de ondas. Estos circuitos se utilizan tanto para la detección de fallas como para las variaciones de composición. Aunque menos sensitivos que el circuito principal detector de fallas, delimitan el largo total de los defectos detectables. Usando corriente alterna, la profundidad de penetración de este método es limitado. Esto impide localizar los defectos internos y restringe la inspección magnética de las fallas superficiales.

3. Método por Partículas Magnéticas.

- Principios involucrados.

El método de partículas magnéticas es un procedimiento utilizado para determinar la presencia de defectos en o cerca de la superficie de materiales ferromagnéticas. Se basa en el principio, de que si un material es magnetizado, las irregularidades del material, tales como grietas, inclusiones no metálicas, causan un cambio abrupto en la trayectoria de un flujo magnético que corra por la pieza perpendicularmente a la irregularidad, resultando una dispersión local del flujo e interferencia con

las líneas de fuerza magnética. En condiciones favorables, una grieta superficial es indicada por una línea de las finas partículas que siguen el contorno de la grieta, y un defecto subsuperficiales por una acumulación desdibujada de las finas partículas sobre la superficie cercana al defecto.

La colocación de una parte magnetizada en servicio, después de una inspección de partículas magnéticas, puede resultar en la atracción de las partículas de acero hacia áreas de polaridad local, y si dos partes móviles están en contacto, puede ocurrir desgaste. Si la desmagnetización resulta necesaria, el método más conveniente y práctico para lograrlo consiste en someter la pieza a la acción de un campo magnético que continuamente invierta su dirección y, al mismo tiempo, gradualmente disminuya su resistencia. La corriente alterna a frecuencia disponible se emplea para desmagnetizar mas extensamente que cualquier otra, por lo común en conexión con un solenoide abierto en el cual la parte a desmagnetizar se coloca y luego se retira lentamente mientras la corriente fluye.

4. Control Mediante Ultrasonido.

El ultrasonido son ondas mecánicas cuya frecuencia está por encima de los 20 kHz. Los efectos de propagación de las ondas ultrasónicas en los medios metálicos, brindan información acerca de las propiedades físico mecánicas y sobre la presencia de heterogeneidades o discontinuidades en ellos.

La forma usual de generar y recibir ondas ultrasónicas, es mediante el efecto piezoeléctrico, esto es la propiedad que tienen ciertos cristales como el cuarzo, el titanio de bario y el sulfato de litio, entre otros, de alterar sus formas ante la aplicación de una diferencia de potencial en sus caras (efecto piezoeléctrico inverso) y viceversa, o sea, producir un voltaje cuando se somete a una opresión mecánica externa (efecto piezoeléctrico directo).

No todos los cristales tienen iguales propiedades piezoeléctricas (unos son buenos emisores, otros buenos receptores).

Los parámetros que caracterizan las propiedades de un material piezoeléctrico son:

- Modulo piezoeléctrico (d). Es el cambio de espesor por una unidad de voltaje aplicado, o sea, su característica emisora.
- Constante piezoeléctrica (g). Es el voltaje por la unidad de deformación, o sea, su característica receptora.
- Impedancia acústica (z). Determina sus características de acoplamiento.
- Temperatura crítica (T). es la temperatura a la cual se pierde las propiedades piezoeléctricas.

En la Tabla 1.7 se muestran los valores para los materiales piezoeléctricos más utilizados en defectoscopia.

Tabla 1.7 Valores de parámetros piezoeléctricos para los materiales mas empleados en defectoscopia				
Material	d(10¹² m/V)	g(10³V/m)	z(10⁶ kg/m²)	T(°C)
Titanio de bario	190	11	35	115
Sulfato de litio	15	165	11.2	75
Metaniobato de plomo	80	37	16	550
Cuarzo	2.3	57	15.3	576

La frecuencia característica de las ondas emitidas por un cristal piezoeléctrico, es función de la velocidad de la onda de cristal (C) y del espesor de éste (d) y se calcula según la expresión:

$$f = C/2d$$

La longitud de onda (λ) en un material para una frecuencia dada, esta ligada a la velocidad de la onda (C) en dicho material, según la expresión:

$$\lambda f = C$$

De la expresión anterior se obtiene que para una misma frecuencia la longitud de onda varia según el material donde se propague. Existen tres tipos de ondas ultrasónicas: longitudinal, transversal y superficial.

1. Longitudinal: es el tipo de onda en que las partículas vibran en la misma dirección de la propagación.
2. Transversal: es el tipo de onda en que las partículas vibran, perpendicularmente, a la dirección de la propagación.
3. Superficial: es un caso particular de la onda transversal la cual se propaga, únicamente, por la superficie del material.

- **Métodos de control por ondas ultrasónicas.**

Fundamentalmente, se utilizan dos métodos: de transmisión y recepción directa, y de impulso – eco.

- **Transmisión y recepción directa.**

También conocido como método de transparencia o de sombra, se basa en el efecto de sombra que un defecto produce por ser irradiado con un haz ultrasónico. En éste método el cristal emisor se sitúa en una cara de la pieza el cristal receptor se sitúa, convenientemente, en un sitio apropiado, de manera que reciba la energía enviada por el emisor.

En caso de no existir defectos en el material, el cristal receptor recibe 100% de la energía enviada (descontando las perdidas por atenuación de la onda al viajar por el material), pero si en su trayectoria se presentan defectos, entonces recibirá un porcentaje menor de la energía, ya que parte de ésta se refleja en la superficie límite del defecto.

En este método la energía recibida disminuirá, proporcionalmente, con la superficie del defecto. Este método presenta el inconveniente de que no brinda información acerca de la cantidad de defectos que encuentra la onda en su trayectoria, así como tampoco la posición de éstos; además, en muchos casos, se necesita tener acceso a 2 caras de la pieza.

- **Método de eco - impulso.**

En este método se utiliza un solo cristal ultrasónico, el cual emite y recibe las señales reflejadas en los defectos y las superficies límites del material que se inspecciona. En este caso, la onda emitida por el cristal viaja por el material, se refleja en las superficies límites de la pieza y los defectos y es recibida, nuevamente, por el cristal piezoeléctrico, lo cual es reflejado en la pantalla del TRC.

Si se tiene previamente calibrada la pantalla TRC se puede conocer, con exactitud, la posición del defecto. Si se tienen varios defectos de diferentes posiciones, entonces se obtienen señales independientes y se puede determinar la posición de cada uno de ellos, siempre que los defectos más próximos no oculten a los más alejados.

En los ensayos mediante ultrasonido, representa un papel importante la elección del palpador ultrasónico, o sea, el dispositivo donde se encuentra alojado el cristal piezoeléctrico. Las características del palpador se manifiestan a través del tipo de cristal empleado, de su espesor que

determina la frecuencia de la señal emitida, de su diseño y de su amortiguación; así se tiene que existen palpadores que muestran alto poder de resolución, o sea, capacidad para separar en el TRC las señales en dos defectos muy cercanos uno del otro, otros presentan alta sensibilidad, o sea, capacidad de detectar defectos a grandes distancias; otros son focalizados, lo cual aumenta su sensibilidad a distancias determinadas, etc. En dependencia del problema que se tenga que resolver es que se elige el palpador mas adecuado.

Un parámetro de suma importancia en un ensayo ultrasónico, es la frecuencia de ensayo. De esto dependen, fundamentalmente, los resultados que se obtengan. El tamaño mínimo del defecto que puede ser detectado es casi igual a una semilongitud de onda de la señal ultrasónica; los defectos menores son salvados por la onda en su propagación y no son detectados. Al elegir la frecuencia de ensayo no solo debe tener en cuenta los defectos que se desean detectar sino también el tipo de material y el espesor de la pieza, además de las características del palpador. Así se tiene que mientras mas alta es la frecuencia de ensayo se podrán detectar defectos más pequeños, pero la interacción de la onda con el material será más fuerte y perderá, rápidamente, energía, con lo que se reducirá su poder de penetración. En contraposición las frecuencias bajas tienen mayor poder de penetración, pero pasan por alto los defectos mas pequeños.

Por otra parte hay materiales que provocan su atenuación en la onda mayor que otro y, por lo tanto, son más difíciles de ensayar. En esto interviene, fundamentalmente, el tipo de material, su estado (fundido, laminado, forjado, etc.) y su tamaño de grano.

Materiales como el hierro fundido y los aceros austeníticos de grano basto, producirán, respectivamente, en el grafito y en las fronteras intergranulares, dispersión de las ondas ultrasónicas, lo cual, dificulta el ensayo. Esto obliga a trabajar con frecuencias bajas, con lo cual se dificulta la posibilidad de detectar defectos pequeños.

Lo contrario sucede con las piezas planas o en revolución que permiten el empleo de frecuencias más altas y brindan la posibilidad de detectar defectos más pequeños.

En la tabla se muestran algunas recomendaciones generales para la elección de la frecuencia de ensayos. La frecuencia óptima dentro de los rangos recomendados debe ser elegida, experimentalmente, realizando pruebas previas.

Tabla 1.8 Frecuencia recomendada para los diferentes ensayos	
Material	Frecuencia (MHz)
Fundición gris, materiales de estructura basta, aceros inoxidable, cobres y bronces	0,2 a 1
Aceros, aluminios moldeado, materiales de grano fino	0,4 a 6
Chapas, barras, palanquillas, otros laminados metálicos	0,1 a 6
Barras, tubos, perfiles extrusados	2,5 a 10
Productos forjados	0,1 a 10
soldaduras	1 a 2,5

5. Método de Control Radiográfico.

La radiografía es una técnica muy empleada en el control de las partes y piezas de sistemas mecánicos, la cual consiste en obtener, mediante el empleo de los rayos X o los rayos Γ una imagen radiográfica del sistema mecánico, en la cual se visualicen los defectos que presenta.

- Rayos X

Los rayos X son radiaciones electromagnéticas cuya longitud de onda (λ) es menor de 100 Å. Según la longitud de onda la clasifican en 3 grupos: blandos, duros y ultraduros. Los rayos X se producen mediante el fenómeno de radiación de frenado en los tubos de rayos X. Lo cual consiste en lo siguiente: al aplicar la diferencia de potencial entre el cátodo y el anticátodo, del cátodo se desprenden electrones con energía cinética suficiente para ser proyectados contra el anticátodo. Al chocar, con la mayor parte de la energía cinética se convierte en calor y solo una pequeña parte (menor de 1%) se transforma en radiación X.

- Rayos Γ

Los rayos Γ son radiaciones electromagnéticas producidas por la desintegración espontánea de ciertos núcleos atómicos (radio, cesio, cobalto, iridio). A diferencia de los rayos X no se necesita aplicar ningún tipo de energía para su obtención.

1.8.4.3. Caracterización del Material: Composición Química, Dureza.

En el análisis de fallas es indispensable conocer el tipo de material y sus propiedades mecánicas. La vía natural en el análisis es en primer lugar obtener toda la información dada por el fabricante sobre este particular y obtener entonces las propiedades mecánicas de acuerdo con los datos por el fabricante, en los manuales existentes. Sin embargo no se debe confiar ciegamente en esos datos y se debe comprobar la certeza y posible dispersión de los mismos.

Dentro de los Ensayos no Destructivos que contribuyen a este fin están: la composición química y la dureza “in situ”. Los análisis de composición química se pueden hacer con pequeñas partículas de metal y la dureza se puede realizar “in situ” mediante el empleo de durómetros portátiles. Teniendo la composición química se puede identificar, por ejemplo el tipo de acero en los manuales y las mediciones de dureza; en primer lugar para identificar la relación o no de tratamientos térmicos o termoquímicos en el acero. En el caso de los aceros al carbono existen correlaciones entre la dureza y las propiedades mecánicas, al igual que para los hierros fundidos.

Se entiende por dureza la capacidad del material de oponerse a la penetración mecánica en el de cuerpos ajenos. Durante la penetración de un cuerpo agudo, en el material aparecen deformaciones plásticas locales que van acompañadas, al aumentar la carga, de destrucciones locales. Por eso, el exponente de la dureza esta relacionada con los exponentes de la resistencia y la plasticidad y depende de condiciones concretas del desarrollo del ensayo.

1.8.4.4. Ensayos Destructivos.

- **Micrografía.**

La superficie de metal pulida y atacada convenientemente puede arrojar información acerca de algunos elementos vinculados con los procesos tecnológicos como son: líneas de flujo plástico, fisuras, rechupes, poros, inclusiones no metálicas, etc. elementos estos que pueden estar vinculados directamente con las causas de averías.

- **Metalografía.**

Es otro Ensayo Destructivo mediante el cual la superficie del metal con un pulido espejo y atacada químicamente adecuadamente es observada en el microscopio y permite obtener información suplementaria acerca del material, el tamaño de los granos, las fases constituyentes, la presencia de precipitados, inclusiones, etc.

- **Ensayos Mecánicos.**

- **Ensayos de Dureza.**

Determinación de la dureza Brinell.

Este método se fundamenta en que la superficie plana del metal se produce, bajo una carga constante P , la penetración de una bola de acero de 2,5, 5 ó 10 mm de diámetro. Después de que la carga se deja actuar en el metal queda una huella (muesca). El número de dureza Brinell HB representa la relación entre la carga, aplicada a la bola y la superficie de la huella obtenida. Si la superficie F de la huella se expresa por medio del diámetro D de la bolita y el diámetro d de la huella, entonces el número de dureza Brinell se puede determinar por la expresión:

$$HB = \frac{2P}{\pi D \left(D - \sqrt{D^2 - d^2} \right)^2}$$

El diámetro D de la bola y la carga P se eligen en dependencia de la composición del metal, la dureza y el grosor de la muestra a experimentar. Prácticamente para la determinación de la dureza se mide el diámetro d de la muesca, y por este se halla el número de dureza en tablas especiales. El método Brinell no se recomienda emplear para metales que poseen una dureza superior a 450 HB, puesto que la bolita puede deformarse, lo que alteraría los resultados del ensayo.

Determinación de la dureza Rockwell.

A diferencia del método Brinell, la dureza se mide no por el diámetro de la huella sino por su profundidad. Como punta se emplea un cono de diamante con un ángulo del vértice de 120° , o bien, una bola de acero templada con un diámetro de 1,5875 mm. El cono de diamante se emplea para el ensayo de metales duros, y la bola, para metales blandos. La indentación del cono y la bola se efectúa con auxilio de dos cargas que actúan en forma consecutiva. La preliminar P_0 es igual a 100 N (10 kgf) y la fundamental P_1 , igual a 900 N (90 kgf) para la bola (escala B), 1400 N (50 kgf) para el cono de diamante (escala C) y 500 N (50 kgf) para el cono de diamante al ensayar materiales muy duros y de menor grosor (escala A).

La dureza Rockwell se mide en unidades convencionales. Por unidad de dureza se ha aceptado la magnitud que corresponde al desplazamiento axial de la punta a 0,002 mm. El número de dureza Rockwell HR en este caso corresponderá:

Al medir en las escalas A y C , a $HR = 100 - e$;

Al medir en las escalas *B* y *C* $HR = 130 - e$;
La magnitud *e* se determina por la siguiente expresión:

$$e = \frac{h - h_0}{0,002}$$

Determinación de la dureza Vickers.

Este método se emplea ampliamente para la determinación de la dureza de las piezas de pequeño espesor en capas superficiales finas que poseen alta dureza (cementadas, nitruradas, etc.). La dureza se determina por indentación en la superficie a experimentar (rectificada e incluso pulida), de una pirámide tetragonal de diamante (con un ángulo en el vértice de 136° , la huella obtenida tiene forma de rombo). La dureza Vickers (HV) es la razón entre la carga aplicada a la pirámide (*P*) y la superficie de la huella. El número de dureza (HV) se determina por la expresión:

$$HV = \frac{2P \operatorname{sen} \frac{\alpha}{2}}{d^2} = 1,8544 \frac{P}{d^2}$$

Donde:

P - es la carga que actúa sobre la pirámide, en kgf

α - el ángulo entre las caras opuestas de la pirámide ($\alpha = 136^\circ$).

d - el promedio aritmético de dos diagonales de la huella en mm, medidas con un microscopio especial después de que la carga deja de actuar.

La magnitud de la carga se elige en dependencia de las dimensiones de la muestra y la dureza del metal. Cuanto más delgado sea el material, tanto menor debe ser la carga.

• Ensayo de Tracción.

Para el ensayo de tracción se usan muestras estándares (principalmente de sección circular o rectangular). Las máquinas de ensayo tienen un aparato que dibuja el diagrama de tracción, es decir, la variación de la longitud de la muestra en función del esfuerzo aplicado.

La tensión, calculada para esta carga por el área inicial de la sección transversal de la muestra es:

$$\sigma_{pr} = \frac{P_{pr}}{F_0} \text{ MPa}$$

Las tensiones que no sobrepasan el límite de proporcionalidad prácticamente producen solo deformaciones elásticas, es decir, deformaciones que desaparecen después de que la carga deja de actuar. Por eso, frecuentemente el límite de proporcionalidad es igualado al límite de elasticidad. El límite de elasticidad es una característica muy importante del metal, que determina su resistencia a una pequeña deformación plástica. Muchas piezas, principalmente en la construcción de maquinaria de precisión, y los resortes se calculan de tal modo que las tensiones de servicio en ellas no sobrepasan el límite de elasticidad.

La tensión que corresponde a la carga P_f se denomina límite de fluencia:

$$\sigma_f = \frac{P_f}{F_0} \text{ MPa}$$

Por lo tanto el límite de fluencia determina la tensión mínima bajo la cual la muestra se deforma (fluye) sin un aumento notorio de la carga.

La tensión que corresponde a la carga máxima que precede a la destrucción de la muestra se denomina límite de ruptura:

$$\sigma_r = \frac{P_r}{F_0} \text{ MPa}$$

En los ensayos de tracción se determina además las características de plasticidad: el alargamiento relativo y la constricción (estrechamiento) relativa. El alargamiento relativo (δ), por el cual se entiende la relación incremento de la longitud de la muestra después de la rotura a su longitud inicial calculada l_0 se expresa en %:

$$\delta = \frac{l - l_0}{l_0} * 100\%$$

Por constricción relativa ψ se entiende la relación entre la disminución de la sección y transversal de la muestra destruida y el área inicial de la sección transversal, expresada en %:

$$\psi = \frac{f_0 - f}{f} * 100\%$$

- **Ensayo de impacto.**

Las pruebas dinámicas de flexión por choque revelan la tendencia del metal a la rotura frágil. Comúnmente se experimentan probetas con entalla. La probeta se coloca en la máquina de pruebas de resiliencia de péndulo sobre dos apoyos de tal modo que el golpe del péndulo tenga lugar justamente en la parte de la entalla. El péndulo de masa G es elevado a una altura h_1 . Al caer, este destruye la probeta y se eleva a la altura h_2 . El trabajo realizado en la destrucción de la probeta es igual a:

$$A_i = Gl(\cos \alpha_1 - \cos \alpha_2) \quad \text{J}$$

Donde: l - Es la longitud del péndulo, en mm

α_1 - El ángulo de alza del péndulo antes del golpe.

α_2 - El ángulo de alza del péndulo después de la destrucción de la probeta.

El ángulo de alza inicial del péndulo es una magnitud constante, pero el ángulo de ascenso del péndulo después de la destrucción de la probeta se determina por una escala especial que existe en la máquina de péndulo. Para no determinar el trabajo A_i por la fórmula dada mas arriba, se emplean tablas especiales en las cuales para cada valor de α_2 se indica la magnitud del trabajo de choque A_i . Conociendo el trabajo de destrucción de la probeta A_i , se puede determinar la magnitud de la resiliencia.

$$a_i = \frac{A_i}{f} \quad \text{J/cm}^2$$

Donde: f - Es el área de la sección transversal de la probeta en el lugar donde esta la entalla, antes del ensayo (cm^2)

Durante los ensayos de impacto la rotura puede ser frágil o dúctil. La rotura frágil tiene lugar por desprendimiento y no va acompañada de deformación plástica notable; la fractura en este caso es cristalina, brillante. En el caso de fractura dúctil la fractura es fibrosa, de color mate-gris; la rotura va precedida de una deformación plástica considerable. Frecuentemente se pueden observar fracturas mixtas, con zonas cristalinas (claras) y fibrosas. Los ensayos al choque son los más rígidos y conducen a una rotura frágil.

- **Determinación de la Tenacidad a la Fractura del Material. Correlación de Rolfe – Barsón.**

La Tenacidad a la Fractura del Material se determina a través de Ensayos Especiales que se describen en la Literatura Especializada de Mecánica de la Fractura, sin embargo, estos ensayos son costosos y requieren de Máquinas Especiales. En el caso de los aceros es posible estimar esta propiedad a través de la correlación clásica de Rolfe – Barsón entre K_{Ic} y la energía CVN del Ensayo de Impacto Charpy con probeta entallada en V:

$$K_{Ic} = \sigma_f \sqrt{0,6478 \left(\frac{CVN}{\sigma_f} - 0,0098 \right)} \quad MPa \cdot \sqrt{m}$$

Donde:

σ_f - Es el Límite de Fluencia del Acero en MPa.

$CVN = a_k \cdot 9,81 \cdot A$ Es la energía consumida por la probeta en el Ensayo de Impacto Charpy en Joules.

Donde:

a_k - Es la resiliencia del acero obtenida en el Ensayo Charpy con entalla en V.

A – Es el área neta de la probeta de ensayo en la sección de la entalla. $A = 0,8 \text{ cm}^2$

1.8.5 Reconstrucción del incidente.

En muchas ocasiones resulta conveniente reconstruir los hechos previos a la avería, o sea, en las entrevistas que se realizan a los operarios de la instalación y a los técnicos de la Planta tratar de obtener toda la información que permita reconstruir los acontecimientos. Este proceder puede aportar elementos para esclarecer las causas y el grado de responsabilidad de cada uno de los participantes.

1.8.6 Simulación del incidente.

En el caso de la gravedad de la avería y la complejidad de la misma lo indiquen, puede resultar necesario simular, a través de modelos físicos o mediante el empleo de modelos matemáticos con la ayuda de la computadora, el fenómeno que tuvo lugar. Este proceder, al igual que la reconstrucción, puede contribuir decisivamente a esclarecer o confirmar las hipótesis acerca de las causas que dieron origen a la avería.

1.8.7 Análisis de Tensiones.

1.8.7.1 Cálculo Analítico de Tensiones.

Los Métodos Analíticos para el Cálculo de las Tensiones en las Piezas de Máquinas y en las Estructuras aparecen detalladamente descritos en la Literatura de Mecánica de Materiales y Diseño de Elementos de Máquinas.

1.8.7.2 Determinación de Tensiones por Métodos Numéricos. Método de los Elementos Finitos.

El Método de Elementos Finitos es usado predominantemente para hacer análisis de estática, dinámica y comportamientos térmicos de sistemas físicos, estructuras y componentes utilizando el computador. Se usan principalmente cuando los cálculos manuales no pueden proveer de suficiente precisión y detalles de resultados o cuando los sistemas al ser analizados son tan complejos que los cálculos manuales no son apropiados. Con el reducido costo de procesamiento en los computadores personales y software muy cómodos, el análisis por elementos finitos se ha venido convirtiendo en alternativa viable para solucionar problemas de ingeniería.

El análisis por elementos finitos es ampliamente definido como “un grupo de métodos numéricos de aproximación de ecuaciones gobernantes de cualquier sistema continuo”. El principio de los elementos finitos es una teoría matemática rigurosa basada en el cálculo de variaciones, teoremas de energía, principios de elasticidad y otras ecuaciones de física e ingeniería.

No es propósito de este trabajo la derivación de la teoría de los elementos finitos. Existen excelentes textos disponibles para cubrir la teoría.

El objetivo es dar una visión general del análisis de elementos finitos y su aplicación en la investigación de tensiones en el caso de las grietas (cálculo y medición de los coeficientes de la intensidad de las tensiones).

- **Conceptos básicos del Método de los Elementos Finitos.**

La teoría de los elementos finitos es algunas veces llamada “teoría de las aproximaciones continuas de porciones discretas”. En general, el objetivo del análisis de elementos finitos es aproximar, con suficiente grado de precisión, los valores de las incógnitas de una ecuación diferencial gobernante en los puntos seleccionados, sobre el dominio de un sistema físico continuo o estructura. Se crea un modelo matemático de un sistema continuo o estructura, dividido en nodos o elementos y las ecuaciones gobernantes son aplicadas y solucionadas en cada nodo.

Las ecuaciones diferenciales gobernantes pueden definir una amplia variedad de fenómenos físicos. La ecuación de Poisson, por ejemplo, es una ecuación diferencial parcial de un segundo orden la cual gobierna las deflexiones de una membrana, deflexiones, conducción de calor y muchos otros fenómenos físicos. La función principal del programa de elementos finitos es reducir las ecuaciones diferenciales a un conjunto de ecuaciones algebraicas simultáneas las cuales pueden ser solucionadas rápidamente por el computador. La solución de estas ecuaciones proporcionan las incógnitas las cuales son, entre otras, deflexiones, temperaturas, esfuerzos, etc.

- **Pasos involucrados en el Análisis de Elementos Finitos.**

Los pasos involucrados en el Análisis de Tensiones por el Método de los Elementos Finitos son:

1. El usuario crea el modelo de elementos finitos (creación del modelo de elementos finitos - preproceso)
 - a) Definir geometría, nodos y elementos.
 - b) Especificar propiedades del material, condiciones de carga y condiciones de bordes (restricciones).

2. El programa lleva acabo el análisis (ejecución del análisis - solución)
 - a) Formulación de la ecuación.
 - b) Solución de la ecuación.

3. El programa reporta los resultados – postproceso

- a) Calcula valores en los nodos y elementos (desplazamientos, temperaturas, esfuerzos, deformaciones, fuerza de reacción, etc.)
- b) Resultados del postprocesamiento (gráficos, tabulación de resultados, etc.)

Como se ha indicado, el primer paso involucrado en el análisis de elementos finitos es crear el modelo. El modelo de elementos finito es una representación geométrica de la estructura física actual o componente que se va analizar. El modelo es creado por la división de la estructura en un número de subregiones llamadas elementos. Los valores de las incógnitas son calculados en los puntos seleccionados de los elementos, usualmente en los extremos o intersecciones. Estos puntos son llamados “nodos”. Este proceso de división es llamado “discretización” y normalmente llevado a cabo por el usuario.

Además de la localización de los nodos y los elementos, el usuario usualmente suministra las propiedades geométricas de los elementos, propiedades de los materiales, condiciones de borde y las condiciones de carga pertinentes al análisis. Es importante enfatizar que el modelo de elementos finitos es una simulación matemática de la estructura física que representa.

En el segundo paso del análisis, el programa de elementos finito aplica la ecuación diferencial parcial gobernante y las condiciones de bordes en la forma de “una formulación integral equivalente”. Este es un procedimiento que involucra la minimización de una función (cálculo variacional y las leyes de conservación de la energía). Los programas de elementos finitos están diseñados para trabajar con las ecuaciones diferenciales específicas. Un programa diseñado para solucionar problemas de transferencia de calor, no puede solucionar problemas de análisis estructural, sin embargo, los programas incluyen varios “módulos”, cada uno diseñado para solucionar cierto tipo de problemas.

Después de que el modelo es completamente definido, la fase numérica principal del análisis es llevado a cabo por el programa. El trata los desplazamientos nodales como variables con función de interpolación, generalmente polinomial, para dar una expresión analítica para los desplazamientos en cualquier punto en el elemento. Una función polinomial (algunas veces diferencial) debe ser formulada para cada elemento en el cuerpo, los polinomios entonces sustituidos en la formulación integral en la ecuación diferencial resultando un conjunto de ecuaciones algebraicas simultáneas las cuales son solucionadas para dar los valores nodales de las incógnitas. Los valores nodales son los desplazamientos del cuerpo. Estos desplazamientos pueden ser entonces usados para calcular las deformaciones y esfuerzos en cada elemento.

1.8.7.3 Determinación Experimental de Tensiones.

- **Método Extensométrico.**

El Método Extensométrico es uno de los Métodos Experimentales de Determinación de Tensiones mas utilizados. Consiste en la utilización de un dispositivo que puede ser mecánico, óptico, hidráulico o eléctrico, denominado extensómetro, para medir desplazamientos o deformaciones y mediante el empleo de la Ley de Hooke Generalizada, calcular la magnitud de las tensiones correspondientes.

- **Fundamentos físicos del Método Extensométrico con extensómetros mecánicos, hidráulicos u ópticos.**

El principio de la medición de desplazamientos por el método extensométrico con extensómetros mecánicos, hidráulicos u ópticos consiste en la medición de la distancia entre dos puntos de la probeta antes y después de la sollicitación. El instrumento que se utilizan se conoce como extensómetro y la distancia inicial l entre los dos puntos se denomina base del extensómetro. La razón entre el incremento de la longitud Δl de la base y la base l se corresponde con la deformación unitaria media en el tramo medido y en la dirección de la medición. Si se conoce el módulo de elasticidad E del material se puede entonces calcular la tensión media σ_m en dicho tramo.

$$\epsilon = \frac{\Delta l}{l} \quad \text{y} \quad \sigma = E \cdot \epsilon$$

Si el estado de deformación es homogénea, entonces el resultado de la medición dará el valor exacto de la deformación, tal como ocurre en el caso de la sollicitación por tracción de una barra (Fig. 1.25 a). Si las deformaciones varían a lo largo de la base, el resultado de la medición se aproximará más al valor real, cuanto menos sea la base del extensómetro, tal como ocurre en el caso de flexión transversal de una barra (Fig. 1.25 b).

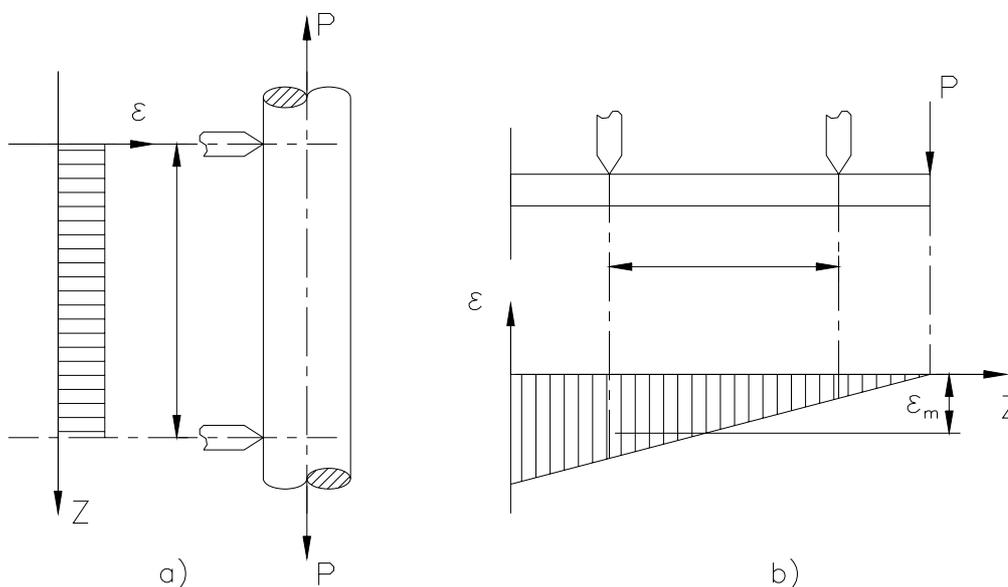


Fig. 1.25.- Principio de la medición por métodos mecánicos u ópticos.

Al ensayar un material a tracción, donde las deformaciones son homogéneas a través de la longitud, la única limitación que se presenta a la hora de escoger la base del extensómetro, es la propia longitud de la pieza. En este caso se utilizan extensómetros de base grande, generalmente del valor de ello es 50, 100, 150 o 200 mm.

Al investigar las deformaciones de elementos de estructuras, la presencia de deformaciones que se distribuye heterogéneamente como regla, determina la necesidad de utilizar extensómetro de base pequeño, con ello que objetivo de poder obtener exactitud el valor de la deformación buscada. En este caso de la base de los extensómetros empleados es del orden de 2 a 20 mm.

- **Fundamentos físicos del Método Extensométrico con extensómetros de resistencia eléctrica.**

En la investigación de los estados tensional y deformacional en piezas de máquinas y estructuras, el método experimental más difundido es el método Extensométrico de Resistencia Eléctrica. En este método se utilizan los captadores tensómetros de resistencia eléctrica o galgas extensómetros de resistencia eléctrica (Fig. 1.26), que no es más que un filamento de alambre muy fino (de diámetro 0,01 a 0,05 mm), dispuesto en forma de zigzag que se pega a una lámina de papel también extremadamente fino (de espesor 0,015 a 0,030 mm) tal como se muestran en la figura 2.4. La base de captador tiene dos funciones principales: proteger a filamentos de alambre durante su manipulación y transmitirle la deformación de la pieza que se desea medir. La misma debe tener una rigidez mucho más pequeña que la pieza, pero alta comparada con la del filamento. Las bases de papel pueden trabajar hasta temperaturas de 70 grados centígrados.

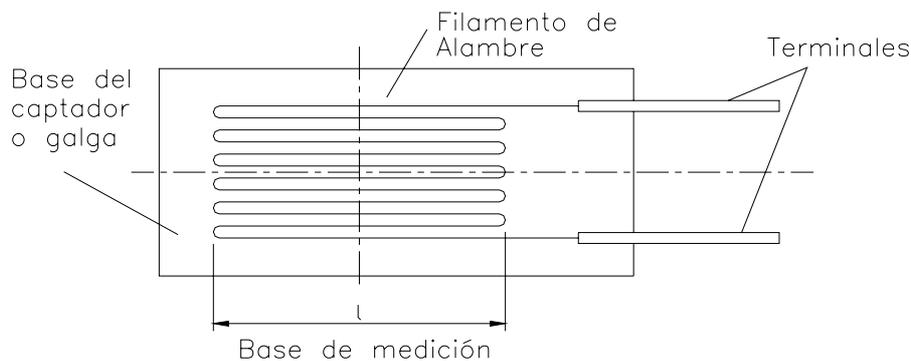


Fig. 1.26.-Galga extensométrica de resistencia eléctrica.

Para temperaturas mayores de hasta 200 °C se utilizan bases de resinas fenólicas (bakelitas) de resinas epóxicas. Para temperaturas altas de hasta 400 grados centígrados se utilizan bases de láminas metálicas muy finas de acero inoxidable en las cuales el filamento está adecuadamente aislado eléctricamente. A los terminales del alambre se conectan los cables del circuito del aparato registrador conocido como puente tensómetros.

El captador se pega a la superficie que se investiga mediante un pegamento apropiado, de manera que la dimensión de la base del Extensómetro coincida con la dirección en la que se desea medir la deformación. Cuando el Extensómetro está bien pegado, el alambre se alarga. Con la superficie del objeto que ese estudia y la resistencia eléctrica del alambre varía de manera proporcional a la deformación.

La operación de pegado del Extensómetro a la pieza es un punto clave en la técnica Extensómetro. El primer lugar la capa de pegamento de ser lo suficientemente finas y un informe para transmitir fielmente a la galga Extensómetro las deformaciones de la pieza. El pegamento de poseer las siguientes cualidades:

- Compatibilidad como la base del Extensómetro.
- Estabilidad propiedades en el tiempo.
- Ausencia de escurrimiento plástico en el rango de deformaciones y temperaturas de ensayo.
- Buen aislamiento eléctrico.
- Baja absorción de humedad.

La compatibilidad con la base es esencial, no debe dañarlas y debe ser capaz de penetrar en dos poros de la base y de la pieza para proporcionar una buena unión. Debe mantener cualidades y no despegarse con el tiempo ni con la temperatura dentro de su rango de trabajo. No debe tener escurrimiento plástico apreciable durante la medición. El pegamento de garantizar un adecuado aislamiento eléctrico entre el filamento y la pieza; no inferior a los 100 MΩ y la absorción de humedad de ser muy pequeña, si el pegamento absorbe agua su aislamiento baja y se introduce en errores en la lectura. Algunos pegamentos requieren tratamiento térmico de manera que debe ser

introducida la pieza y la galga en un horno para procurar una buena unión. Los fabricantes de galgas Extensómetro es recomienda y comercializan el pegamento que se debe emplear en sus tenso elementos en las diferentes situaciones específicas.

Los pegamentos más utilizados son los acetatos, principalmente la nitrocelulosa o la etílicocelulosa disuelta en acetato etílico. También se utilizan lacas de bakelita y para mediciones altas temperaturas se utilizan diferentes materiales cerámicos. El pegamento tienen que adherir sin discontinuidades la lámina de base de la galga Extensómetro con la superficie de la pieza de tal manera que transmita lo más fielmente posible las deformaciones de la superficie al alambre del Extensómetro. El aislamiento eléctrico entre el filamento de alambre del Extensómetro y la superficie se establece a través de la lámina de papel y la fina capa de pegamento. La exactitud de la medición depende ante todo de la calidad de la unión de la galga con la superficie de la pieza investigada. Para lograr una buena unión es necesario seguir el siguiente procedimiento general:

La superficie de la pieza que se desea medir se limpia mecánicamente de la presencia de pinturas y óxido y con papel esmeril se le proporciona cierta aspereza para garantizar la fijación del pegamento.

La presencia de grasa se elimina con alcohol o gasolina y finalmente se cubre con acetona. A la superficie así preparada se le aplica una capa muy fina de pegamento.

La cara interior de la galga se cubre también con acetona y se le aplica también una fina capa de pegamento que se extiende cuidadosamente sobre toda la superficie del papel. El Extensómetro así preparado se coloca sobre la superficie y se aprieta suavemente en toda la extensión de su superficie para hacer salir el pegamento excedente y el aire que haya quedado atrapado en forma de burbujas entre las dos superficies. Este proceso se hace cuidadosamente durante varios segundos para garantizar una buena adherencia y uniformidad de la capa de pegamento. Finalmente se cubre Extensómetro con un papel fino y sobre este se coloca un pedazo de goma que se carga con un peso de 0.5 a 2 kg, de acuerdo con el tipo de superficie (la menor carga sobre una superficie plana). Después de 60 a 90 minutos se retira el peso y la goma y el Extensómetro se deja secar, al menos durante 24 horas, a una temperatura de 15 a 25 grados centígrados. Después del secado se mide la resistencia de galga y la del aislamiento entre la galga y la pieza para garantizar que existe un buen aislamiento. La resistencia de la galga debe ser medida con una precisión $\pm 0,1\Omega$. El Extensómetro ya pegado se protege de la humedad con una capa de cera microcristalina, masilla especiales, o si se dispone en abundancia se puede utilizar el mismo pegamento desmenuado para adherirlo a la pieza. Para protegerlo de los posibles daños mecánicos y para su aislamiento térmico se recubre finalmente con una tela de filtro. Para el caso de una instalación a largo plazo que debe trabajar en condiciones muy severas se puede utilizar una coraza protectora como la mostrada en la Fig. 1.27.

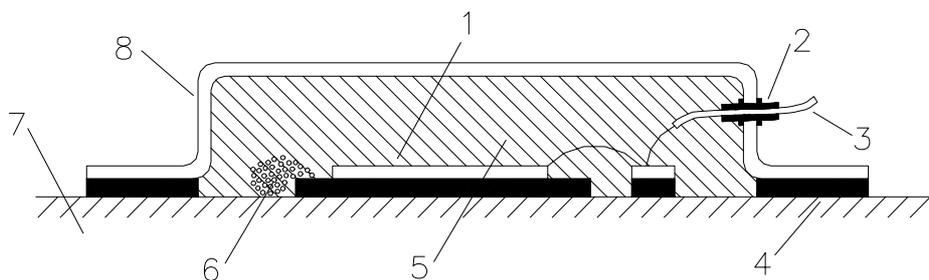


Fig. 1.27. Coraza protectora de galga Extensómetro para condiciones ambientales severas: 1.- galgas, 2.-tubo sellado para el cable al puente, 3.-cable, 4.-pegamento de sellaje de los bordes, 5.-relleno de resina epóxica, 6.-silicagel, 7.-pieza, 8.-coraza.

Como material de la coraza se utiliza el policarbonato u otro plástico resistente y aislante eléctrico. La silicagel contribuye a absorber la humedad que puede penetrar. Una protección de este tipo puede ser utilizada digamos bajo el agua.

Principio físico de la medición de deformaciones con galgas extensométricas de resistencia eléctrica.

Como se explicó anteriormente, al extensómetro bien pegado se transmite las deformaciones de la pieza en tracción y en compresión. Es decir el alambre se alarga o se acorta en dependencia de la sollicitación, la sección transversal del alambre se reduce si el alambre se alarga, o se ensancha si el alambre se acorta y éstos cambios producen un aumento o disminución de la resistencia eléctrica del mismo. La variación de la resistencia eléctrica del Extensómetro es proporcional a la deformación de la pieza y se toma como indicador de la deformación.

Según los principios físicos de la electrotecnia, la resistencia eléctrica R de un conductor cualquiera depende de la resistencia específica del material ρ ($\Omega\text{-m}^2/\text{m}$), de la longitud del alambre l (m) y de la sección transversal del alambre A (m^2), según la ley:

$$R = \rho \frac{l}{A} \tag{2.1}$$

Cuando el alambre se alarga en la dirección de su eje, su longitud l aumenta en una magnitud Δl y el radio del alambre disminuye en un valor Δr .

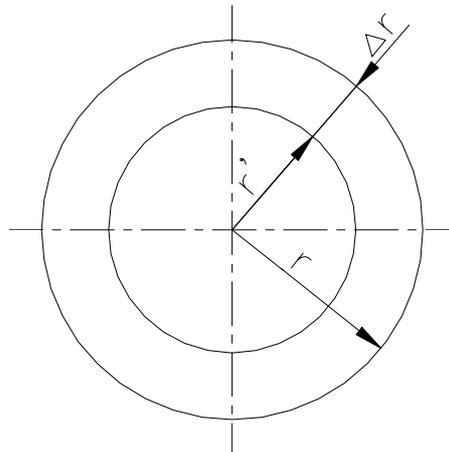


Fig. 1.28.- Cambio de diámetro del alambre.

Como se aprecia en la figura 2.3.

$$r' = r + \Delta r = r \left(1 + \frac{\Delta r}{r} \right) = r (1 + \epsilon_r) \tag{2.2}$$

Donde ϵ_r es la deformación unitaria transversal del alambre la cual se puede relacionar con la deformación unitaria l a través de la relación de Poisson.

$$\epsilon_r = \frac{\Delta r}{r} \tag{2.3}$$

y tomando en cuenta el signo de la deformación

$$\epsilon_r = - \mu \epsilon_l = - \mu \frac{\Delta l}{l} \tag{2.4}$$

sustituyendo (2.4) en (2.2)

$$r' = r \left(1 - \mu \frac{\Delta l}{l} \right) \tag{2.5}$$

El área de la sección transversal inicial del alambre será $A = \pi r^2$ y el área de alambre alargado $A' = \pi r'^2$. El cambio unitario de área será:

$$\frac{\Delta A}{A} = \frac{A' - A}{A} = \frac{\pi r'^2 - \pi r^2}{\pi r^2} = \frac{\pi r^2 \left(1 - \mu \frac{\Delta l}{l}\right) - \pi r^2}{\pi r^2} = -2\mu \frac{\Delta l}{l} + \mu^2 \left(\frac{\Delta l}{l}\right)^2 \quad (2.6)$$

Como $\left(\frac{\Delta l}{l}\right)^2$ es un infinitesimal de orden superior, se puede despreciar, y entonces el cambio unitario de área será:

$$\frac{\Delta A}{A} = -2\mu \frac{\Delta l}{l} \quad (2.7)$$

Dentro de los límites de la deformación elástica y producto de la influencia de los cambios estructurales, la resistencia específica del material también cambia con la deformación, de manera que:

$$\frac{\Delta \rho}{\rho} = \mathcal{G}.E. \frac{\Delta l}{l} \quad (2.8)$$

Donde:

E - módulo de elasticidad del material.

\mathcal{G} - propiedad física del material que se denomina coeficiente de piezoresistividad longitudinal que puede ser positiva o negativa

Como $R = f(l, A, \rho)$ es posible expresar el cambio de la resistencia eléctrica como:

$$dR = \frac{\partial R}{\partial l} .dl + \frac{\partial R}{\partial A} .dA + \frac{\partial R}{\partial \rho} .d\rho \quad (2.9)$$

Derivando según esta relación, la ecuación (2.1) se tiene que:

$$\frac{\partial R}{\partial l} = \frac{\rho}{A}, \quad \frac{\partial R}{\partial A} = -\frac{\rho l}{A^2}, \quad \frac{\partial R}{\partial \rho} = \frac{l}{A} \quad (2.10)$$

Sustituyendo en la expresión (2.9), se obtiene:

$$dR = \frac{\rho}{A} .dl - \frac{\rho l}{A^2} .dA + \frac{l}{A} .d\rho$$

$$dR = \frac{\rho l}{A} \left(\frac{dl}{l} - \frac{dA}{A} + \frac{d\rho}{\rho} \right) \quad (2.11)$$

y como $R = \rho \frac{l}{A}$

$$\frac{dR}{R} = \frac{dl}{l} - \frac{dA}{A} + \frac{d\rho}{\rho} \quad (2.12)$$

- **Método de Recubrimiento con Lacas Frágiles.**
- **Fundamentos físicos del método.**

Este método consiste en que sobre la superficie previamente limpiada y desengrasada de la pieza investigada se aplica una fina capa de laca la cual al secarse forma una película fuertemente unida a la superficie del metal. La composición de la laca se escoge de manera que el alargamiento de rotura de la misma sea del orden de los alargamientos elásticos a que se verá sometido el metal, de manera que al cargar la pieza, el recubrimiento de la laca, aparecen una red de grietas en toda

aquella zona de la pieza donde las tensiones excedieron la resistencia a la rotura de la laca (Fig. 1.29).

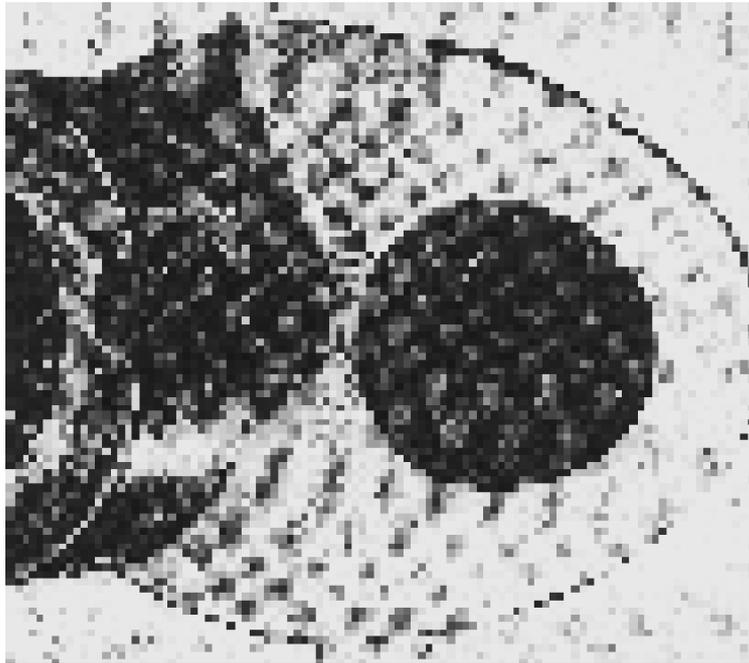


Fig. 1.29.- Aplicación del método de lacas frágiles a un cigüeñal.

La apariencia confirma que las grietas aparecen en las líneas normales a la dirección de las tensiones principales máximas de la tracción en la medida que la deformación de la pieza alcanza el nivel de sensibilidad a la deformación del recubrimiento en cada zona de la pieza, permitiendo de esta manera establecer la dirección de las tensiones principales y si se establece el instante de aparición de las grietas en cada zona se puede establecer el nivel de carga que corresponda a tensiones en dicha zona del orden de la tensión de la rotura de la laca. En la transición entre las zonas agrietadas y no agrietadas de las tensiones en la pieza investigada son iguales a la tensión de la rotura de la laca.

El alargamiento unitario de rotura del recubrimiento se determina experimentalmente mediante el ensayo en un dispositivo para la calibración de las lacas. Para las lacas comerciales más comunes esta deformación se corresponde con valores entre 0,0005^a 0,0009, equivalentes a una tensión en el acero de 100 a 180 MPa.

Al aplicar el método en el caso de las piezas comprimidas se recurre al procedimiento inverso. La capa de recubrimiento que se aplica sobre la pieza cargada y tensionada. Durante la descarga de la misma van apareciendo gradualmente las grietas. En la medida que van desapareciendo las deformaciones de compresión en la pieza van apareciendo en la laca deformaciones de tracción de la misma magnitud.

Como las cualidades de la laca dependen mucho de las condiciones de secado y de las condiciones atmosféricas, principalmente la temperatura durante el ensayo, los resultados cuantitativos obtenidos no son muy exactos. Por esta razón el método de recubrimiento con las lacas frágiles no se usa generalmente como método independiente para la determinación de tensiones, sino como un método auxiliar que permite con procedimientos simple establecer la dirección de las tensiones principales en la zona de interés y determinar de manera aproximada el orden de tensiones que actúan.

Después de estos ensayos previos se sitúan captadores tensométricos de resistencia eléctrica, dispuesto de la manera más racional para obtener el cuadro exacto del estado tensional.

- **Determinación de tensiones por medio de las Lacas Fotoelastisimétricas.**

El método de Lacas Fotoelastisimétricas es ampliamente utilizado para medir con algún grado de precisión tensiones en una capa, para determinar así, las tensiones a la que está sometida la pieza en estudio.

Con este método, la parte a investigar es cubierta con una laca que tiene propiedades de birrifringencia, para posteriormente aplicar las cargas e iluminando la capa de laca con luz polarizada (obtenida desde un polariscopio) obtener un reflejo del estado tensional de la misma. Cuando se observa a través del polariscopio, se obtiene un patrón informativo a color que revela toda la distribución de tensiones en la superficie de la laca y las áreas mas solicitadas. Añadiendo un transductor óptico al polariscopio, pueden obtenerse medidas cuantitativas de las tensiones y deformacional de la pieza investigada. Resultados permanentes se pueden obtener utilizando una fotografía o un vídeo de los resultados.

Mediante este método se puede:

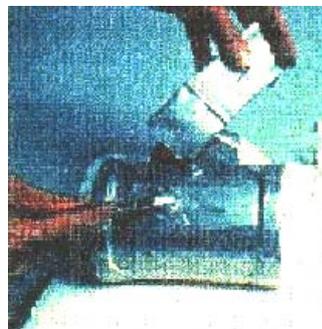
- Identificar instantáneamente áreas críticas, altamente tensionadas y distensionadas.
- Medir con precisión esfuerzos máximos y determinar concentraciones alrededor de huecos, muescas y otras potenciales áreas de la falla.
- Optimizar la distribución de los esfuerzos en partes y estructuras para lograr mínimo peso y máxima confiabilidad.
- Medir esfuerzos principales y sus direcciones en cualquier punto de la parte cubierta
- Realizar investigaciones repetidamente bajo diferentes combinaciones de carga sin recubrir de nuevo la pieza.
- Realizar medidas de esfuerzos tanto en laboratorio como en campo.
- Identificar y medir esfuerzos de ensamble y esfuerzos residuales.
- Detectar y observar redistribución de esfuerzos en el rango plástico.

Este método se ha aplicado exitosamente en virtualmente todos los campos de la manufactura y construcción en donde se emplean análisis de tensiones, entre otros: industria automotriz, maquinaria agrícola, industria de aviación y aeroespacial, construcción de edificios, motores, industria naval, válvulas de presión, etc.

En la Fig. 1.30 se muestra la secuencia de pasos durante su utilización.



a)



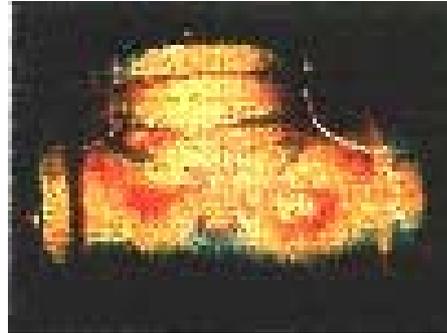
b)



c)



d)



e)

Fig. 1.30. - a) Limpieza de la pieza a investigar .b) Recubrimiento de la laca fotoelastisimétrica. c) Pieza recubierta iluminada por medio de un polariscopio de reflexión. d) Observación a través del polariscopio. e) Patrón de tensiones de la pieza investigada

La pieza a examinar se cubre con una capa de laca que bajo los efectos de la carga se vuelve birrifringente (doble refracción temporal), de esta manera se pueden determinar las tensiones en la capa de laca y, conociendo las propiedades de resistencia del material de la pieza y de la laca, se pueden determinar las tensiones en la pieza. Como la pieza no es transparente, la birifringencia no se puede observar en la laca por iluminación simple, se utiliza entonces la luz que se refleja de la superficie de la pieza, la cual debe ser pulida antes de cubrirla con la laca.

- **Método de Difracción de Rayos X**

- **Generalidades acerca de los rayos X. Naturaleza de los rayos X.**

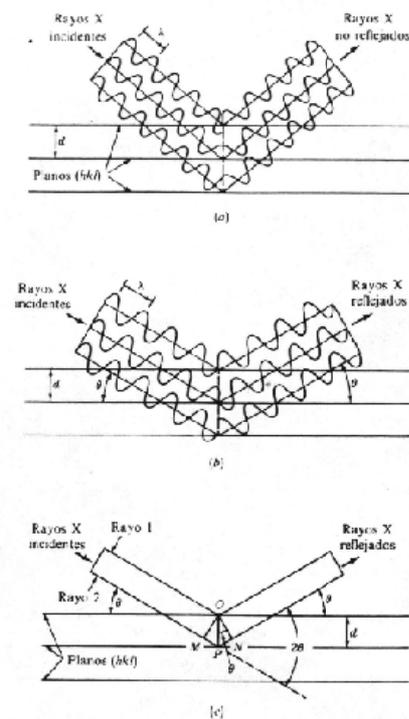
Los rayos X fueron descubiertos en 1895 por el físico alemán Roentgen y precisamente se llamaron así pues su naturaleza era desconocida en ese tiempo. No fue hasta el año 1912 que se descubrió su verdadera naturaleza. En este mismo año se descubrió también el fenómeno de difracción de los rayos x por los cristales, lo que significó la aparición de un nuevo método de investigación de la estructura de la materia.

Actualmente se conoce que los rayos X se constituyen unas radiaciones electromagnéticas de exactamente la misma naturaleza que la luz pero de mucha más pequeña longitud de onda. La diferencia por lo tanto es que estos rayos son invisibles pero viajan igual que la luz, en línea recta y afectan las películas fotográficas de la misma manera que la luz. La película de rayos x revelada se conoce como esgrafía aunque comúnmente se emplea el término radiografía, que en realidad es mucho más abarcador. Por otro lado ellos son mucho más penetrantes que la luz y pueden atravesar cuerpos opacos como son las piezas metálicas y otros cuerpos, como lo es el propio cuerpo humano. A pesar que la exografía es una herramienta por si misma muy importante, su campo de acción se limita a detalles internos de la estructura de los cuerpos del orden de 10^{-1} cm. La difracción de rayos X por otro lado puede indirectamente revelar los detalles de la estructura interna del orden de los Angstroms (A), igual a 10^{-8} cm. de dimensión, de aquí su importante aplicación en la investigación de los problemas de la estructura de los metales y en la investigación de los estados tensional y deformal.

- **Fundamentos físicos del método de determinación de tensiones por difracción de rayos x.**

Las ondas de la emisión de rayos X al actuar sobre los electrones de los átomos del metal que se investiga, les obligan arribar con la misma frecuencia de la onda incidente. Es decir los electrones mismos se convierten en focos de vibración y difunden emisión de rayos de longitud de onda igual a la del haz que incide. Las emisiones que parten de los electrones interfieren entre si, reforzándose en unos casos y anulándose en otros. Para explicar este fenómeno consideremos un haz de rayos X monocromático (de determinada longitud de onda específica) que incide sobre la superficie del metal como se muestra en la Fig. 1.31. Para simplificar el análisis en los planos cristalinos han sido considerados como espejos que reflejan el haz de rayos incidentes. Las líneas horizontales representadas en la Fig.1.31 representan un conjunto de planos cristalinos paralelos con índices de Miller (hkl).

Fig. 1.31.- Reflexión de rayos x por los planos (hkl) de un cristal.



- Para los ángulos arbitrarios a la incidencia no se produce haz reflejado alguno.
- Para el ángulo de Bragg los rayos reflejados están en fase y se refuerzan mutuamente.
- Planteamiento para obtener la condición de Bragg.

Cuando un haz incidente de rayos X monocromáticos de longitud de onda λ golpea este conjunto de planos con un ángulo tal que el diagrama de ondas de haz es tal que las ondas reflejadas en los diversos planos quedan fuera de fase no se producirá haz reforzado alguno (Fig.2.15 a), de este modo tiene lugar lo que se conoce como interferencia destructiva .Si los diagramas de ondas reflejados del haz quedan en fase, entonces se producirá un reforzamiento del haz de interferencia constructiva (Fig.2.15 b)

Para obtener la condición para la cual los rayos reflejados se refuerzan consideremos los rayos X incidentes 1 y 2 de la Fig.2.15 c (en este caso se ha eliminado el cuadro de ondas). Para que estos rayos después de reflejados queden en fase, la distancia extra del recorrido del rayo 2, igual a $MP+PN$, tiene que ser igual a un número entero de longitudes de onda λ . De modo que:

$$MP+PN=n\lambda$$

Donde: $n = 1, 2, 3, \dots$, y se conoce como orden de difracción.

Puesto que ambos segmentos MP y NP son iguales a $d_{hkl} \sin \theta$, donde d_{hkl} es la distancia entre los planos cristalinos de índices de Miller (hkl), la condición para interferencia constructiva, o sea la producción de un pico de difracción de radiación intensa será:

$$2 d_{hkl} \sin \theta = n\lambda$$

Esta condición de reforzamiento de los mayores emergentes fue descubierta por el físico inglés W.H.Bragg (1867 – 1942) y se conoce como la ley de Bragg y demuestra que la difracción reforzada de los haces de los rayos X de cierto plano ocurre solamente cuando un rayo incidente forma con este plano un ángulo determinado θ que satisface la relación indicada.

En la mayor parte de los casos se utiliza el primer orden de difracción donde $n=1$. En este caso la ley de Bragg adopta la forma:

$$2 d_{hkl} \sin \theta = \lambda$$

Veamos ahora el esquema de la reflexión de rayos X de la superficie de la pieza que se investiga. El haz que incide normalmente en la superficie abarca un área de 1,5 – 2 mm de diámetro. En esta área, como demuestra la experiencia entre el gran número de cristales irradiados se encuentra suficiente cantidad de cristales orientados de tal manera que sus planos cristalográficos y los parámetros del rayo incidente satisfacen la condición de Bragg. En este caso tiene lugar la reflexión del rayo en los cristales (Fig. 1.32).

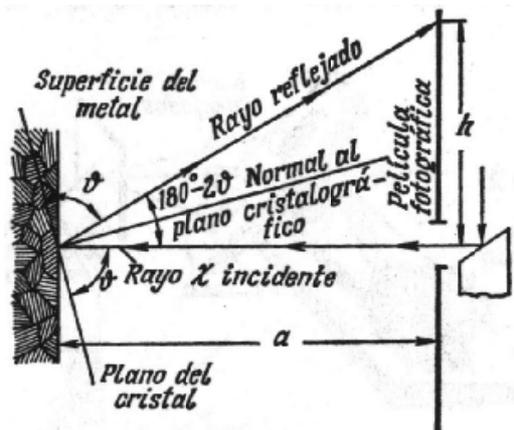


Fig. 1.32.- Reflexión del rayo x en la superficie de la pieza investigada.

Los rayos reflejados forman una superficie cónica que tiene en su vértice un ángulo de $360^\circ - 4\theta$, si en el camino de estos rayos se ubica una película fotográfica (Fig.2.16), en ella se registra un círculo de radio h. Es evidente que:

$$\tan (180-2\theta) = -\tan 2\theta = h/a$$

Siendo: a - la distancia entre la película y la superficie del metal.

Las magnitudes h y a se miden y se determina por la siguiente expresión, el ángulo θ . Si se conoce la longitud de la onda del rayo X incidente, se puede determinar entonces la distancia interplanar de la expresión (1), o sea:

$$d = \frac{\lambda}{2 \sin \theta}$$

La distancia interplanar d corresponde al cristal tensionado.

Si se realiza el mismo procedimiento para el cristal sin tensionar, se puede obtener el tamaño d_0 del cristal sin tensionar y se puede calcular entonces la deformación unitaria del mismo:

$$\varepsilon = \frac{\Delta d}{d_o} = \frac{d - d_o}{d_o}$$

Este procedimiento para la determinación de la deformación unitaria en un cristal tensionado, aparentemente muy sencillo presenta toda una serie de dificultades relacionadas sobre todo con la exactitud de las mediciones que permitan obtener con una precisión aceptable la diferencia Δd y la magnitud d_o las cuales son extremadamente pequeñas.

La primera dificultad es la relación con la medición de la distancia a entre la película y la superficie. Esta distancia es del orden de 50 mm y mientras mas precisa sea su medición mayor exactitud se posee al determinar θ . Esta distancia no se puede medir con los instrumentos convencionales, por causa de que la película al entrar en contacto con el instrumento de medición se flexiona, por otro lado ella se recubre con papel negro impenetrable a los rayos de la luz comunes y que no ofrece resistencia alguna a los rayos X, sin embargo, dicho papel posee un determinado espesor el cual debería ser tomada en cuenta en la medición.

Esta dificultad se resuelve de la siguiente manera, en la zona de la pieza de metal que se investiga el metal se limpia y se ataca químicamente con ácido. La superficie se recubre electrolíticamente con cristales de algún otro metal, al investigar piezas de acero como metal del recubrimiento se emplea en la mayoría de los casos el oro.

En la fotografía, sobre la película se obtienen las líneas características de la radiación X del hierro y del oro. Como los cristales del oro se aplican electrolíticamente y no están tensionados, se puede utilizar como referencia la distancia entre los átomos de la red cristalina del oro, la cual designaremos como d' . De la condición de Bragg (siguiente expresión) se puede determinar el ángulo θ para el oro, o sea:

$$\theta' = \text{sen}^{-1} \left(\frac{\lambda}{2d'} \right)$$

Midiendo directamente de la película revelada el diámetro $2h'$ de la línea característica mas intensa del oro, se puede entonces de la ecuación (próxima expresión), calcular con gran exactitud la distancia a , o sea:

$$a = \frac{h'}{-\tan 2\theta'}$$

Esta magnitud se obtiene por lo tanto de manera indirecta midiendo la distancia h' directamente de la película. Esta operación de medición sobre la película presenta también algunas dificultades y particularidades que serán analizadas a continuación.

Es necesario señalar ante todo, que el número de cristales que reflejan en el área irradiada de la probeta (la cual como ya se dijo tiene un diámetro pequeño) es del orden de una o dos decenas. Por lo tanto en la película no se obtiene como se dijo anteriormente una circunferencia de radio h , sino una o dos decenas de puntos de diversos tamaños situados en una circunferencia de radio h lo que implica una dificultad a la hora de medir el diámetro $2h$. Para resolver esta dificultad, durante la exposición de la película al rayo reflejado, la película se gira alrededor del rayo X incidente. En estas condiciones en la película aparecen líneas continuas en lugar de puntos dispersos, la película no abarca toda la circunferencia, sino una parte de esta, en forma de franja estrecha pues para la medición del diámetro $2h$ no se necesita la circunferencia completa.

En la Fig. 1.33 se muestra un esquema rudimentario del dispositivo que se utiliza para este fin conocido como cámara de Sax, donde se aprecia el estuche que contiene la placa de la película fotográfica.

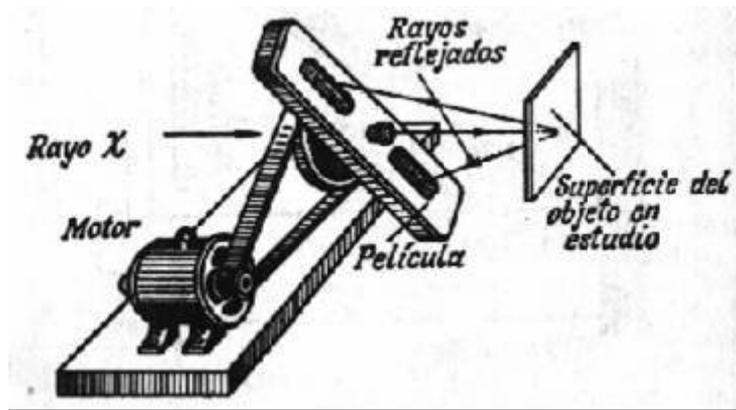


Fig. 1.33.- Esquema de la cámara de Sax.

En la Fig. 1.34 se muestra la película revelada que se conoce como roentgenograma, donde se pueden apreciar las líneas del material investigado y del oro. Las líneas son dobles, puesto que la emisión característica del material de la placa del ánodo (diana) en el tubo de rayos X forma como una regla de doblete. En el caso del cobalto, por ejemplo, la línea más oscura corresponde a la longitud de la onda $\lambda = 1,788920 \text{ \AA}$ y la más clara a $\lambda = 1,79278 \text{ \AA}$, la medición de los diámetros se realiza para la línea más intensa.

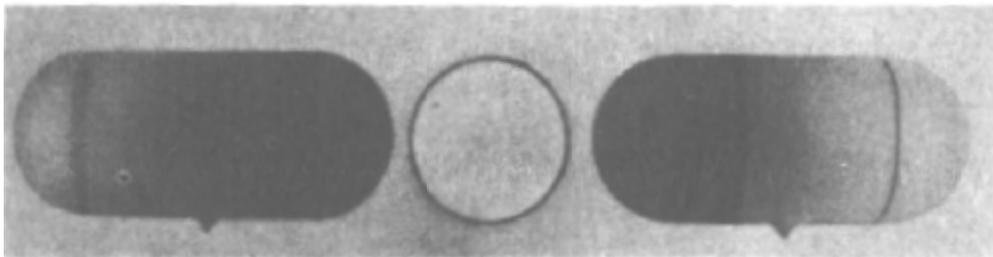


Fig. 1.34.- Esquema de un roentgenograma.

Las líneas del roentgenograma son algo difusas, lo cual constituye la principal fuente de error en la medición de los diámetros $2h$. La mayor exactitud se obtiene cuando se utiliza para realizar la medición un dispositivo conocido como microfotómetro, el cual reacciona a la densidad local de la oscuridad de la película y se puede de esta manera ubicar el punto de máxima oscuridad de las líneas lo que a simple vista resulta mucho más difícil realizar.

Al realizar las mediciones se introduce la corrección correspondiente a la contracción de la película durante el revelado. Para ello en el estuche se hacen unas ranuras de control situadas entre sí a una distancia L y como es resultado en el roentgenograma aparecen las marcas de estas ranuradas separadas entre sí a una distancia L' . Después de comparar la distancia entre las ranuras y la de las marcas en la película se establece el coeficiente de corrección correspondiente para la medición de los diámetros $2h$.

- **Determinación de tensiones por el método de difracción de rayos X.**
 - **Estado uniaxial de tensiones.**

En la Fig. 1.35 se muestra el esquema de la medición del estado tensional uniaxial. Como se observa en la figura el roentgenograma se obtiene en este caso para la superficie libre perpendicular la sección transversal, o sea, paralela a la difracción de las tensiones principales σ_1 del estado uniaxial.

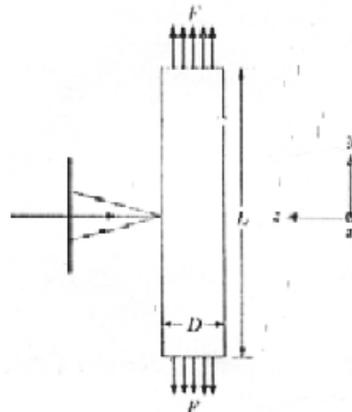


Fig. 1.35.- Esquema de la medición para el estado uniaxial de tensiones.

En este caso lo que se mide por el método de difracción de rayos X es la deformación transversal ϵ_x . O sea:

$$\epsilon_x = \frac{d - d_0}{d_0}$$

y la deformación longitudinal se obtiene a través de la relación de Poisson:

$$\epsilon_x = -\mu * \epsilon_y$$

y como según la ley de Hooke para el estado uniaxial de tensiones $\sigma_y = E * \epsilon_y$. Se obtiene finalmente que:

$$\sigma_y = -\frac{E}{\mu} \left(\frac{d - d_0}{d_0} \right)$$

- **Estado tensional plano.**

La medición de las tensiones por el método de difracción de rayos X se realiza para aquellos puntos de la pieza que están próximos a la superficie y aunque la pieza este sometida a un estado tensional triaxial en los puntos que están en el interior de su volumen, en los puntos que están próximos a la superficie, el estado tensional plano.

En la Fig. 1.36 se muestra un punto o próximo a la superficie. La tensión en la dirección 3 es una tensión principal pero su valor es cero, o sea, $\sigma_3 = 0$, sin embargo, el estado de deformación no es plano. En la dirección 3 la deformación es diferente de cero y se puede hallar de la misma forma que para el estado uniaxial, la única diferencia es que esta deformación se expresa en función de otras dos tensiones principales a través de la ley de Hooke generalizada. O sea:

$$\epsilon_3 = \epsilon_z = \frac{d - d_0}{d_0} = -\frac{\mu}{E} (\sigma_1 + \sigma_2)$$

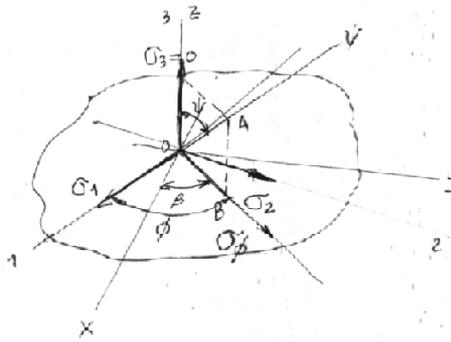


Fig. 1.36.- Esquema de la medición para el estado tensional plano.

Sin embargo para poder determinar las dos tensiones principales diferentes de cero, en el caso analizado y el ángulo que caracteriza la dirección de dichas tensiones principales se hace necesario realizar dos mediciones más. Estas mediciones se realizan irradiando la superficie que se investiga no en la dirección normal, sino con cierta inclinación ψ (Fig.1.36), por ejemplo $\psi=45^0$ tal como se muestra en la Fig. 1.37 en dos planos diferentes.

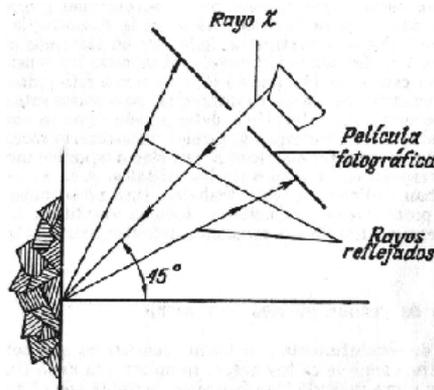


Fig. 1.37.- Esquema de la medición inclinada para $\psi = 45^0$.

1.8.8 Determinación del Modo y Mecanismo de la Falla.

Esta es una etapa importante en el análisis de una avería cualquiera. Todos los elementos anteriores descritos en esta Metodología General, más los cálculos de tensiones realizados serán utilizados por el Gestor de Vida para esclarecer el modo, el mecanismo y las condiciones requeridas para que ocurra la avería, ayudando a esclarecer de esta manera las causas que la provocaron y poniendo en claro cuáles son las posibles soluciones para evitar la recurrencia de la misma.

1.8.9 Determinación de las Causas, Efectos y Responsabilidad.

El esclarecimiento del modo y mecanismo de la avería y las condiciones requeridas para que ocurra la misma es la base de análisis que deben realizar los expertos encargados de investigar la avería para esclarecer definitivamente las causas, los efectos, el grado de responsabilidad de los diferentes factores: proyectista, suministrador, operario, etc., en la ocurrencia de lo mismo o simplemente si la avería es la causa natural del deterioro de dicho elemento o sistema. Se elaboran por lo tanto las conclusiones del análisis y se dan las recomendaciones pertinentes para pasar a la etapa final de toma de decisiones.

1.8.10 Elaboración del Informe Técnico Final.

Toda investigación de una falla o avería debe llevar finalmente un informe técnico, adecuadamente escrito y documentado (con datos, figuras, fotografías, tablas, gráficos, etc.) con los antecedentes, objetivos, estudios realizados, los análisis correspondientes, los resultados, las conclusiones y las

recomendaciones así como la valoración económica, y las referencias bibliográficas utilizadas, todo lo suficientemente explícito para que el personal encargado de la toma de decisiones pueda entender el mismo.

Bibliografía.

- 1 Bilmes P. Análisis y Prevención de Fallas Metalúrgicas. Argentina. Universidad Nacional de la Plata. 1999.
- 2 Brooks Ch. Metallurgical Failure Análisis. Mc. Graw - Hill. 1993.
- 3 Brown S. Forensic Engineering. ASM Int. 1995.
- 4 Carper K.L. Forensic Engineering. CRC Press LLC. 2001
- 5 Colángelo V. Analysis of Metallurgical Failures. J. Wiley & Sons. 1987.
- 6 Collins J. Failure of Materials in Mechanical Design. J. Wiley & Sons. 1993.
- 7 Naumann K. Failure Análisis. ASM Int. 1983
- 8 Roos B. Investigating Mechanical Failures. Chapman & Hall. 1995.
- 9 Wulpi D. Understanding How Components Fail. ASM Int. 1985.

Capítulo II Fundamentos de la Teoría y de la Aplicación de la Mecánica de la Fractura al Análisis de Fallas Industriales.

1. La Mecánica de la Fractura. Objeto de estudio.

Desde sus orígenes el hombre choca con los problemas relacionados con la contradicción resistencia mecánica - destrucción. De las siete maravillas del Mundo Antiguo solo las pirámides de Egipto han logrado superar esta contradicción. En el mundo moderno prácticamente a diario llegan a nosotros noticias acerca de las incalculables e irreparables pérdidas que ocasiona, aún en nuestros días, esta “no resuelta” contradicción. Muchas de las grandes catástrofes que se han producido en las construcciones mecánicas a través de la historia de la humanidad están asociadas a un fenómeno, actualmente hartamente conocido: la concentración de tensiones. En los estudios realizados acerca de este fenómeno ha quedado claro que la concentración de tensiones está determinada por la forma y dimensiones del concentrador y el radio de curvatura de su vértice. En la zona de concentración de tensiones se suceden determinados procesos que pueden conducir a la aparición de grietas, o sea, un corte de grosor “nulo” y de radio de curvatura de su vértice extremadamente pequeño. La grieta se puede interpretar entonces como un caso límite de concentrador de tensiones. En este caso, el concepto de coeficiente de concentración de tensiones elásticas, pierde su sentido físico y penetramos entonces en el campo de la Mecánica de la Fractura. La Mecánica de la Fractura estudia por lo tanto los fenómenos de la destrucción en presencia de grietas. El uso de las leyes y métodos fundamentales de la Mecánica del Medio Continuo, al investigar el fenómeno de la destrucción por fractura, determinó el nombre de esta rama de la Mecánica de los Sólidos Deformables: La Mecánica de la Fractura.

El objeto de estudio de la Mecánica de la Fractura es muy amplio, incluye por supuesto, la parte de la ciencia de la resistencia mecánica de los materiales y construcciones que está relacionada con el estudio de la capacidad de carga de los elementos, teniendo en cuenta la presencia inicial de defectos o grietas, así como el estudio de las diversas regularidades del desarrollo de las grietas. En determinadas condiciones la grieta puede crecer, pero también puede permanecer en estado de equilibrio sin desarrollarse.

Sin embargo en la actualidad su campo de acción rebasa considerablemente los límites de la cuestión acerca de la capacidad de carga y las regularidades del desarrollo de las grietas.

El control del proceso de destrucción y el conocimiento de sus regularidades ha ocupado un valor enorme en la práctica. En la gran mayoría de las aplicaciones prácticas el problema estriba en como retener el proceso de crecimiento de las grietas, sin embargo, existen otras aplicaciones donde lo que se busca es facilitar por todos los medios la destrucción como es el caso de los procesos industriales de molienda, trituración, corte de metales, etc.

La Mecánica de la Fractura es una de las ramas de la Mecánica que se ha desarrollado muy impetuosamente en los últimos 40 años. Actualmente las direcciones fundamentales de la investigación son los problemas de la destrucción en condiciones de deformaciones plásticas considerables, la elaboración de los métodos de la mecánica de la destrucción para los materiales no metálicos (rocas, minerales, hormigón, materiales cerámicos, polímeros, huesos, composiciones, etc.), los problemas vinculados con la propagación de las grietas bajo cargas dinámicas y en presencia de medios corrosivos, el pronóstico de los recursos y la fiabilidad de los elementos de las

construcciones tomando en consideración el carácter aleatorio del surgimiento y desarrollo de los defectos del material, etc.

Como se puede apreciar, el propio avance de los conocimientos en esta rama han ido e irán conformando el objeto de estudio de la misma.

1. El entorno tensional y deformacional del frente de la grieta.

2.1. Modelo matemático de un sólido con una grieta.

Si se analiza una grieta en un sólido deformable (Fig.1) será siempre posible establecer el frente de la grieta (línea l), o sea, la línea de intersección de las dos superficies 2 que conforman las dos caras de la grieta.

Las dos caras de la grieta constituyen fronteras complementarias del sólido con la particularidad de que a causa de la pequeña distancia que existe entre ellas, la grieta puede considerarse como un corte matemático, es decir, una cavidad de volumen nulo limitado por dos superficies coincidentes desde el punto de vista geométrico. El paso de un orificio de forma elíptica al corte matemático puede analizarse como sigue. En la Fig. 2 a) se muestra un sólido con una cavidad en forma de cilindro elíptico, cuyo eje coincide con el eje z (perpendicular a la figura) y se muestran las ecuaciones de los contornos superior e inferior de la cavidad en función de los semiejes mayor a y menor b de la elipse. Si se realiza el paso al límite para $b \Rightarrow 0$, el cilindro elíptico se convierte en un corte rectangular de espesor nulo ($b = 0$) en el intervalo $[-a, a]$ del eje x.

El contorno superior de la elipse $y = b \cdot \sqrt{1 - \left(\frac{x}{a}\right)^2}$ se traslada a la frontera superior del corte $-a \leq$

$x \leq a, y = +0$, mientras que el contorno inferior $y = -b \cdot \sqrt{1 - \left(\frac{x}{a}\right)^2}$ se traslada

hacia la frontera inferior $-a \leq x \leq a, y = -0$ (Fig. 2 b).

Si examinamos a una escala muy ampliada lo que ocurre en las vecindades de la grieta real nos encontraremos un corte semiinfinito en un plano lineal elástico ilimitado, pero si observamos en detalle lo que ocurre en la zona del frente de la misma nos encontramos con el vértice del corte de radio de curvatura finito y en las inmediaciones del vértice una pequeña zona donde ocurren deformaciones plásticas y donde el comportamiento del material se desvía esencialmente de la ley de Hooke. Sin embargo para resolver la tarea del desarrollo de la grieta no es indispensable analizar en detalle lo que ocurre en el entorno más próximo del vértice de la grieta, donde los procesos que ocurren no están plenamente estudiados y cuya solución es una tarea muy compleja e indeterminada. Es suficiente conocer el carácter y la intensidad del estado tensional en la zona elástica que está más allá de la frontera de dicha zona plástica. Así para resolver los problemas de la Mecánica de la Fractura es indispensable disponer de la llamada solución asintótica del problema de la Teoría Lineal de la Elasticidad para un corte semiinfinito, lo que se verá en los próximos epígrafes.

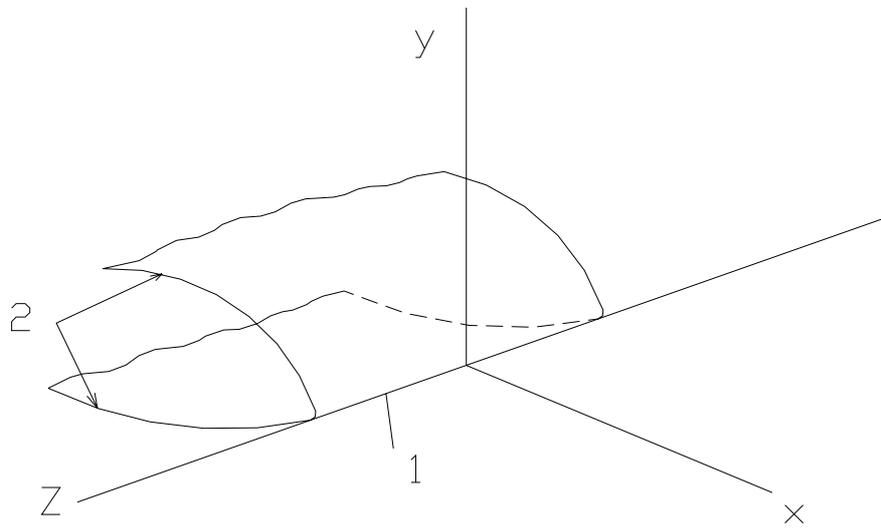


Fig. 1 Frente y caras de la grieta en un sólido real.

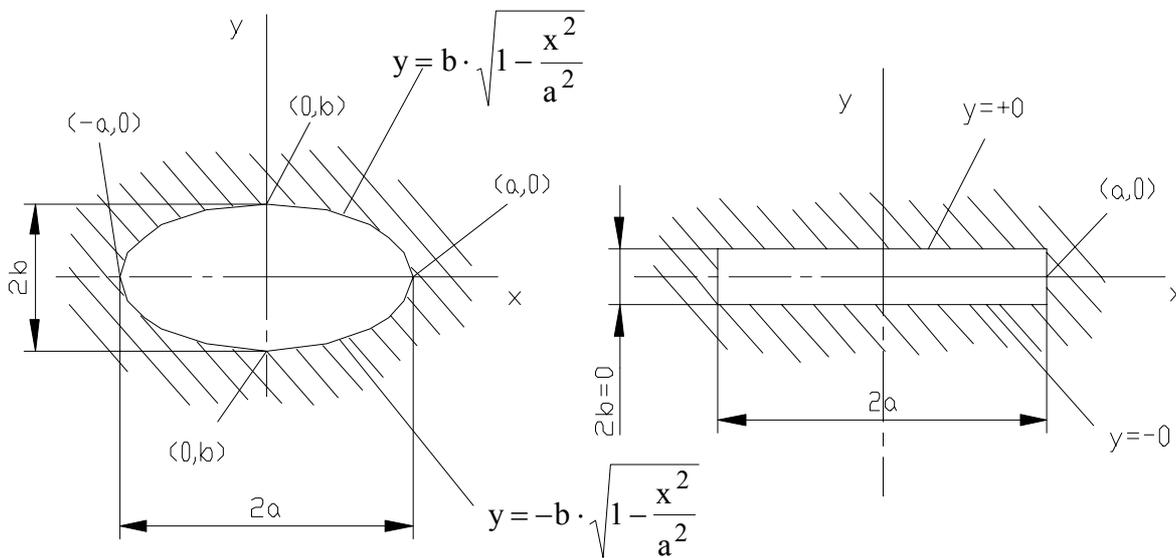


Fig. 2 Paso de la cavidad de forma elíptica al corte matemático.

2.2 Modos de carga y desplazamiento del sólido con grietas

En la Fig. 3 se muestra el sistema de coordenadas cartesianas y las componentes del estado tensional en la zona de las vecindades del frente de la grieta referidas a este sistema de coordenadas. La solución del problema del desarrollo de la grieta para el caso de un entorno pequeño en las vecindades del frente de la misma puede considerarse independiente de la tensión σ_z que surge en la dirección paralela al frente. El caso mas general de tensiones y deformaciones en las vecindades del frente puede obtenerse entonces por superposición de los siguientes modos de carga (Fig. 4).

El modo I mediante el cual los desplazamientos que surgen son tales que las caras de la grieta se alejan una de la otra en direcciones opuestas y perpendiculares a las caras del corte. Estos desplazamientos son los que ocurren en la tracción o en la flexión pura tal como se muestra en la Fig. 4 a).

El modo II corresponde al caso de carga en el cual los desplazamientos de las caras de la grieta son tales que se deslizan una sobre la otra en una dirección perpendicular al frente de la grieta, tal como ocurre por ejemplo cuando se separa una viruta de material mediante una cuchilla de corte en el torno o en el caso del cortante transversal (Fig. 4 b).

El modo III es aquel modo de carga en el cual los desplazamientos de las caras de la grieta son tales que las mismas se deslizan una con relación a la otra, pero en la dirección paralela al frente de la grieta, como ocurre por ejemplo en el caso de una barra agrietada en la sección transversal en el caso de la torsión o cuando se realiza el corte mediante una tijera (Fig. 4 c).

2.3 Campo de tensiones y deformaciones en las vecindades del frente de grieta en un sólido elástico.

La solución de la tarea de la Teoría Lineal de la Elasticidad que permitió obtener el campo de tensiones y deformaciones en las vecindades del frente de la grieta en un sólido elástico fue resuelta por Williams e Irwin [45] a finales de la década de 1950, los cuales demostraron que para cualquier problema de la Teoría de la Elasticidad el campo de tensiones y de deformaciones en las vecindades del frente de la grieta tenían prácticamente la misma estructura.

En la zona del frente de la grieta puede tener lugar tanto el estado tensional plano ($\sigma_1 > 0, \sigma_2 > 0$ y $\sigma_3 = 0, \varepsilon_1 > 0, \varepsilon_2 = f(\sigma_1, \sigma_2), \varepsilon_3 < 0$), como el estado deformacional plano ($\sigma_1 > 0, \sigma_2 > 0$ y $\sigma_3 > 0, \varepsilon_1 > 0, \varepsilon_2 > 0, \varepsilon_3 = 0$). El estado tensional más peligroso desde el punto de vista de la destrucción brusca es el estado deformacional plano, ya que durante el estado tensional triaxial disminuyen las tensiones tangenciales y el volumen deformado plásticamente.

El campo de tensiones y deformaciones en las vecindades del frente de grieta en un sólido elástico ha sido obtenido detalladamente por los métodos de la Teoría de la Elasticidad con posterioridad a los trabajos de Williams e Irwin [4,13,15,20,73,79,93,95,106].

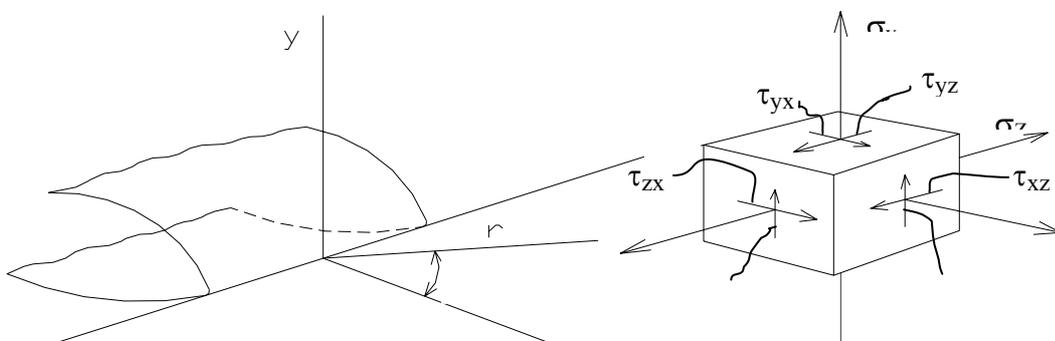


Fig. 3 Sistema de coordenadas y componentes del estado tensional en la zona de las vecindades de la grieta.

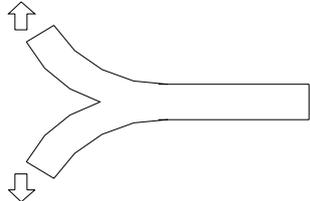
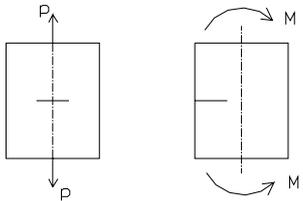
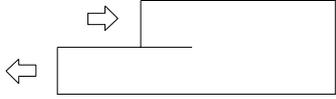
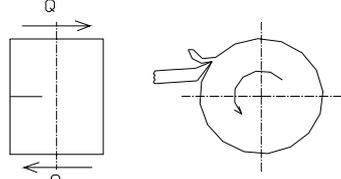
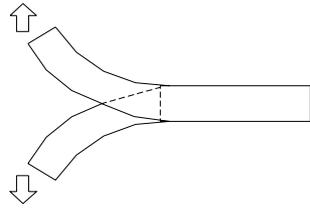
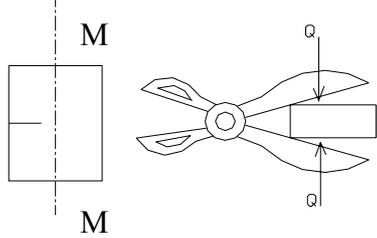
Modo	Desplazamiento de las caras de la grieta	Tipos de carga
I		
II		
III		

Fig. 4 Modos de carga y de desplazamientos.

Para el estado deformacional plano, la distribución de las tensiones y los desplazamientos (u, v, w) en las direcciones de los ejes x, y, z para cada uno de los modos de carga de la Fig. 4 se determina por las siguientes ecuaciones en coordenadas polares (Fig. 3) [10].

Modo I

$$\begin{aligned}
 \sigma_x &= \frac{K_I}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot r}} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \cdot \left(1 - \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \cdot \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right) \\
 \sigma_y &= \frac{K_I}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot r}} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \cdot \left(1 + \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \cdot \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right) \\
 \tau_{xy} &= \frac{K_I}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot r}} \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \cdot \cos \frac{3\theta}{2} \\
 \sigma_z &= \mu \cdot (\sigma_x + \sigma_y), \quad \tau_{xz} = \tau_{yz} = 0 \\
 u &= \frac{K_I}{G} \cdot \sqrt{\frac{r}{2 \cdot \pi}} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \cdot \left(1 - 2 \cdot \mu + \operatorname{sen}^2 \frac{\theta}{2} \right) \\
 v &= \frac{K_I}{G} \cdot \sqrt{\frac{r}{2 \cdot \pi}} \cdot \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \cdot \left(2 - 2 \cdot \mu - \operatorname{sen}^2 \frac{\theta}{2} \right) \\
 w &= 0
 \end{aligned} \tag{1}$$

Modo II

$$\begin{aligned}
 \sigma_x &= -\frac{K_{II}}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot r}} \cdot \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \cdot \left(2 + \cos \frac{\theta}{2} \cdot \cos \frac{3\theta}{2} \right) \\
 \sigma_y &= \frac{K_{II}}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot r}} \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \cdot \cos \frac{3\theta}{2} \\
 \tau_{xy} &= \frac{K_{II}}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot r}} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \cdot \left(1 - \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \cdot \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right) \\
 \sigma_z &= \mu \cdot (\sigma_x + \sigma_y), \quad \tau_{xz} = \tau_{yz} = 0 \\
 u &= \frac{K_{II}}{G} \cdot \sqrt{\frac{r}{2 \cdot \pi}} \cdot \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \cdot \left(2 - 2 \cdot \mu + \cos^2 \frac{\theta}{2} \right) \\
 v &= \frac{K_{II}}{G} \cdot \sqrt{\frac{r}{2 \cdot \pi}} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \cdot \left(-1 + 2 \cdot \mu - \operatorname{sen}^2 \frac{\theta}{2} \right) \\
 w &= 0
 \end{aligned} \tag{2}$$

Modo III

$$\sigma_x = \sigma_y = \sigma_z = \tau_{xy} = \theta$$

$$\begin{aligned}
\tau_{xz} &= -\frac{K_{III}}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot r}} \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \\
\tau_{yz} &= \frac{K_{III}}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot r}} \cos \frac{\theta}{2} \\
u &= 0, v = 0 \\
w &= \frac{K_{III}}{G} \sqrt{\frac{2 \cdot r}{\pi}} \operatorname{sen} \frac{\theta}{2}
\end{aligned}
\tag{3}$$

Donde:

G- Módulo de elasticidad de segundo orden o módulo de elasticidad a la distorsión.

μ - Coeficiente de Poisson.

K_I, K_{II}, K_{III} Parámetros que determinan el campo de tensiones y desplazamientos en las vecindades del frente de la grieta para cada uno de los modos de carga y que se denominan Factores de Intensidad de Tensiones para los modos I, II, III respectivamente.

En el caso del estado tensional plano en las ecuaciones (1) y (2), para los modos I y II es necesario tomar $\sigma_z = 0$ y sustituir μ por $\frac{\mu}{1 + \mu}$ [10].

En las expresiones 1, 2 y 3 solo se muestra el primer sumando de las expresiones, sin embargo, como se aprecia de las propias ecuaciones el primer término se hace infinito para $r = 0$, los otros términos de la serie no escritos son todos finitos. Esto significa que el primer término es mucho mayor que todos los restantes términos juntos, de manera que, desde el punto de vista práctico, los restantes términos son despreciables en comparación con el primero. Los parámetros de campo K_I, K_{II} y K_{III} solo están presentes en los primeros términos y no en los restantes, de aquí que este primer término sea llamado también: "singularidad del campo de tensiones".

2.4 El Factor de Intensidad de Tensiones.

Las expresiones correspondientes a las tensiones en 1, 2 y 3 se pueden generalizar de la siguiente manera:

$$\sigma_{ij}(r, \theta) = \frac{K_m}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot r}} \cdot f_{ijm}(\theta)
\tag{4}$$

Donde i y j se corresponden con x o y dependiendo del caso que se trate y m con el modo de carga correspondiente. Así por ejemplo para σ_x o (σ_{xx}) en el modo de carga I.

$$\sigma_x = \sigma_{xx}(r, 0) = \frac{K_I}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot r}} \cdot f_{xxI}(\theta)$$

Y para τ_{xy} en el modo de carga II

$$\tau_x = \sigma_{xy}(r,0) = \frac{K_{II}}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot r}} \cdot f_{xyII}(\theta)$$

Las funciones $f_{ijm}(\theta)$ son funciones trigonométricas diferentes para cada una de las tensiones en cada modo de carga y son adimensionales. Como ya se ha dicho K_m es un parámetro del campo elástico de tensiones que se denomina factor de intensidad de tensiones para cada uno de los modos de carga I, II, III y por sí solo caracteriza el campo de tensiones en cualquier localización en las vecindades del vértice de la grieta cuando r es relativamente pequeña. Si se conoce el valor de K_m , sustituyendo los valores de las coordenadas r y θ se pueden obtener los valores correspondientes de $\sigma_{ij}(r, \theta)$.

Ya que $\sigma_{ij}(r, \theta)$ es una tensión el factor de intensidad de tensiones tiene necesariamente una dimensión de tensión multiplicada por la raíz cuadrada de la longitud a fin de poderla cancelar con la dimensión de la raíz cuadrada de r del denominador, o sea, la unidad del factor de intensidad de tensiones será: $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$, $\text{kgf} \cdot \text{mm}^{3/2}$, $\text{ksi}\sqrt{\text{plg}}$, etc. ($1 \text{ kgf} \cdot \text{mm}^{3/2} = 0.3101 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ y $1 \text{ ksi}\sqrt{\text{plg}} = 1.098 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$). La única tensión conocida previamente es la tensión remota σ y la única longitud de relevancia en el problema es la dimensión de la grieta a . Por lo tanto el factor de intensidad de tensiones debe tener la forma:

$$K_m = \alpha_m \cdot \sigma \cdot \sqrt{a} \quad (5)$$

Donde α_m es un factor adimensional. Como en el denominador de las expresiones de $\sigma_{ij}(r, \theta)$ aparece $\sqrt{2 \cdot \pi \cdot r}$, la constante π se ha incluido históricamente en la solución, de modo que:

$$K_m = \beta_m \cdot \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \quad (6)$$

Donde β_m es otro factor adimensional.

σ es la tensión remota, o sea, la tensión que existe en la sección en ausencia de la grieta.

La ecuación (6) es la expresión para el factor de intensidad de tensiones en cualquier grieta cargada con el modo m de carga. Observe que σ es la tensión remota, o sea, la tensión en las proximidades de la sección sin considerar la presencia de la grieta. El factor adimensional β_m depende en primer lugar del modo de carga, pero en particular depende de la geometría del elemento y de sus dimensiones. Para el caso de una placa de dimensiones finitas depende del ancho B , pero como es adimensional se expresa generalmente como una función de la relación adimensional a/b . Si el ancho B es muy grande $\beta_m \Rightarrow 1$.

Los valores de β_m se determinan para una construcción en particular mediante la aplicación de los métodos exactos de la Teoría de la Elasticidad o mediante la aplicación de los métodos numéricos en particular el Método de los Elementos Finitos [68,85] o por la vía experimental.

2.5 La zona plástica.

Si se analizan las expresiones 1, 2 y 3 sobre la base de la generalización establecida por la ecuación 4 se puede observar que, para el modo de carga I a lo largo del eje x (θ) las funciones $f_{ijI}(\theta)$ para las tensiones σ_{xx} y σ_{yy} son ambas iguales a 1 mientras que para σ_{yx} vale cero, o sea:

$$\sigma_{xx} = \sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot r}} \quad (7)$$

Si se hace $r = 0$ las tensiones se hacen infinitas. En la realidad las tensiones no pueden ser localmente infinitas, sino que al alcanzar la tensión un valor igual al límite de fluencia del material comenzarán a aparecer deformaciones plásticas en esa región sin que las tensiones incrementen su valor. Las tensiones estarán limitadas por la tensión de fluencia y precisamente en toda una pequeña zona de la punta de la grieta, donde las tensiones en el caso de comportamiento elástico ideal debían superar la tensión de fluencia, aparecerán deformaciones plásticas, conformando lo que se conoce como zona plástica.

En la Fig. 5 a) se muestra la distribución de la tensión σ_y en la región de la punta de la grieta para el caso elástico ideal y en la Fig. 5 b) el caso elasto – plástico real, donde se aprecia en este último caso la zona plástica.

Es fácil determinar la dimensión r_p de la zona plástica sustituyendo σ_f en la expresión para la tensión σ_y y r por r_p y despejando este último.

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot r_p}} = \sigma_f \quad (8)$$

de donde:

$$r_p = \frac{K_I^2}{2 \cdot \pi \cdot \sigma_f^2} \quad (9)$$

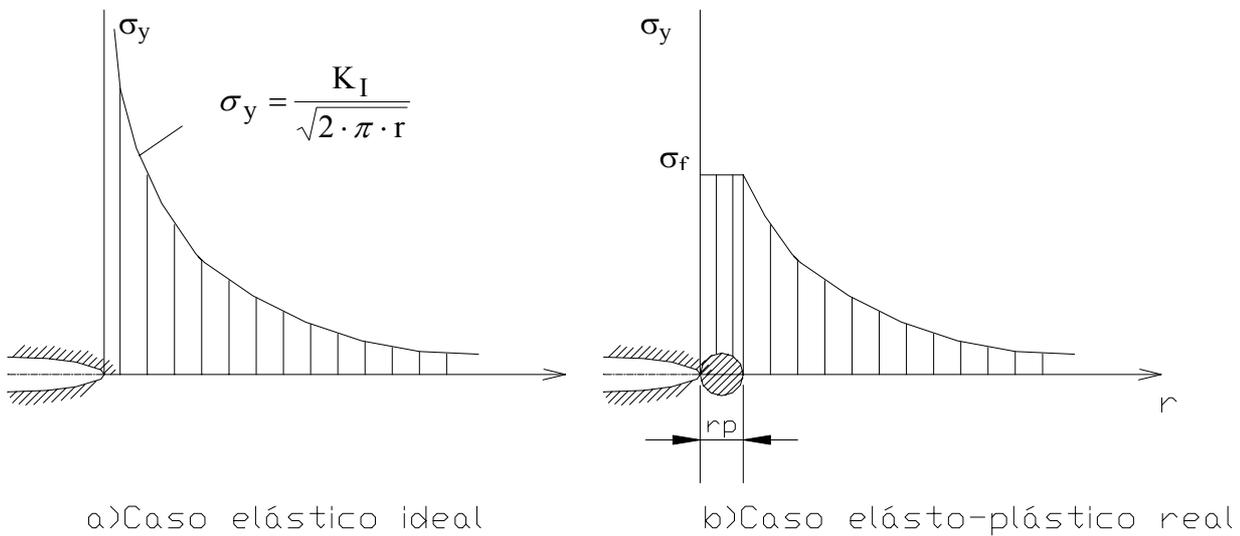


Fig. 5 Distribución de tensiones en la región del vértice de la grieta.

Para valores de $r > r_p$ las tensiones serán mayores que la fluencia, por lo tanto como una primera aproximación la zona plástica será un cilindro de diámetro r_p .

Si la zona plástica es pequeña con relación al área sobre la cual la ecuación (4) de la solución asintótica de la Teoría de la Elasticidad puede ser usada, entonces dicha solución podrá ser utilizada aún. De la ecuación (6) vimos que para una placa ancha en comparación con el tamaño de la grieta $K_I = \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a}$, sustituyendo en la ecuación (9), se tiene que:

$$r_p = \frac{\sigma^2 \cdot a}{2 \cdot \sigma_f^2} \quad (10)$$

Si la tensión remota es igual a la mitad de la tensión de fluencia $\sigma/\sigma_f = 0.5$, entonces:

$$r_p = 0.125 \cdot a \quad (11)$$

O sea, que el radio de la zona plástica es un 12.5 % de la dimensión característica de la grieta a . La experiencia demuestra que incluso si la extensión de la zona plástica es del orden del 20 % de la longitud de la grieta, el campo de tensiones alrededor de la zona plástica aún podrá ser determinado por las fórmulas asintóticas.

Mas adelante se verá que la zona plástica es generalmente mucho menor que la obtenida a partir de la ecuación (10) y es del orden del 1 al 2% del tamaño de la grieta a , por lo que existirán muchos casos donde la solución asintótica podrá ser utilizada.

3. Tensión plana y deformación plana.

Si una placa está sometida a tracción (estado tensional uniaxial) la misma sufrirá un alargamiento longitudinal con una deformación unitaria longitudinal elástica $\varepsilon_1 = \frac{\sigma}{E}$ y una contracción transversal también elástica con una deformación unitaria transversal $\varepsilon_t = -\mu \cdot \varepsilon_1 = -\mu \frac{\sigma}{E}$, lo que significa que la contracción transversal es del orden del 33% de la longitudinal ($\mu \cong 0.33$). Cuando la tensión σ alcanza la fluencia, aparecen las deformaciones plásticas y la contracción transversal aumentará a causa que durante la fluencia el volumen permanece constante, o sea, la deformación de volumen es cero.

La deformación de volumen en el caso del estado tensional triaxial se expresa como:

$$e = \frac{1-2\mu}{E}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad (12)$$

En el caso de la placa sometida a tracción la expresión (12) se reduce a:

$$e = \frac{1-2\mu}{E} \cdot \sigma_1 \quad (13)$$

Si $\sigma_1 = \sigma_f$ ocurren las deformaciones plásticas pero $e = 0$ de donde se tendrá que cumplir que $\mu = 0.5$, o sea, el material en estas condiciones se comportará como si el coeficiente de Poisson fuese $\mu = 0.5 > 0.33$, lo que explica el incremento de la contracción transversal en la zona plástica.

Consideremos ahora la presencia de una grieta en la placa (Fig. 6). En el vértice de la grieta las tensiones serán localmente muy altas y aparecerá la zona plástica, y es de esperar una gran deformación transversal en esta zona.

En la zona de la grieta la tensión $\sigma_y = 0$ y por lo tanto no existirá deformación transversal alguna. Si nos alejamos de la punta de la grieta las tensiones irán disminuyendo progresivamente y por lo tanto la contracción transversal también irá disminuyendo tal como se muestra en la Fig. 6 en la superficie rayada.

La posibilidad real de que el perfil de la contracción transversal sea el mostrado en la Fig. 6 dependerá del espesor t de la placa. Se compararán a continuación dos placas, una de espesor pequeño t_1 y otra de espesor mucho más grande t_2 . Ambas placas presentan una grieta del mismo tamaño y están sometidas a la misma tensión σ por lo que el factor de intensidad de tensiones será el mismo y el radio de la zona plástica será el mismo para ambas placas.

Si la placa es gruesa la deformación transversal será mucho más pequeña, por un lado por el hecho de que la longitud del cilindro que representa la zona plástica será mayor, para que el mismo sufra contracción, el volumen de material que se encuentra en su alrededor que no está

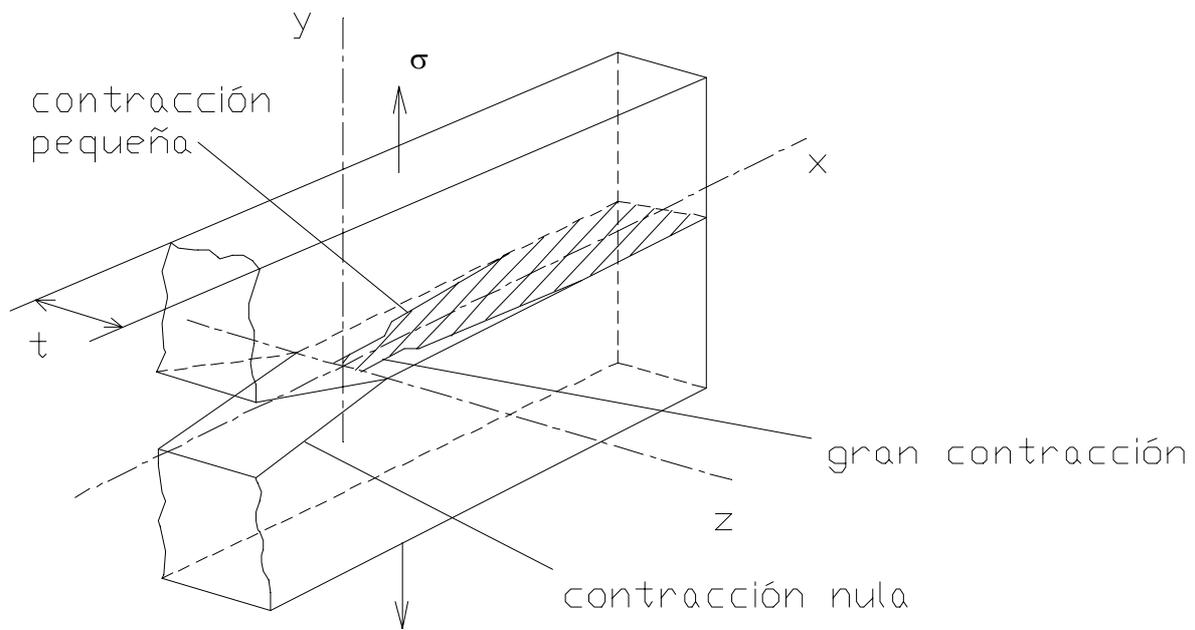


Fig. 6 Perfil de la contracción transversal en una placa con grieta.

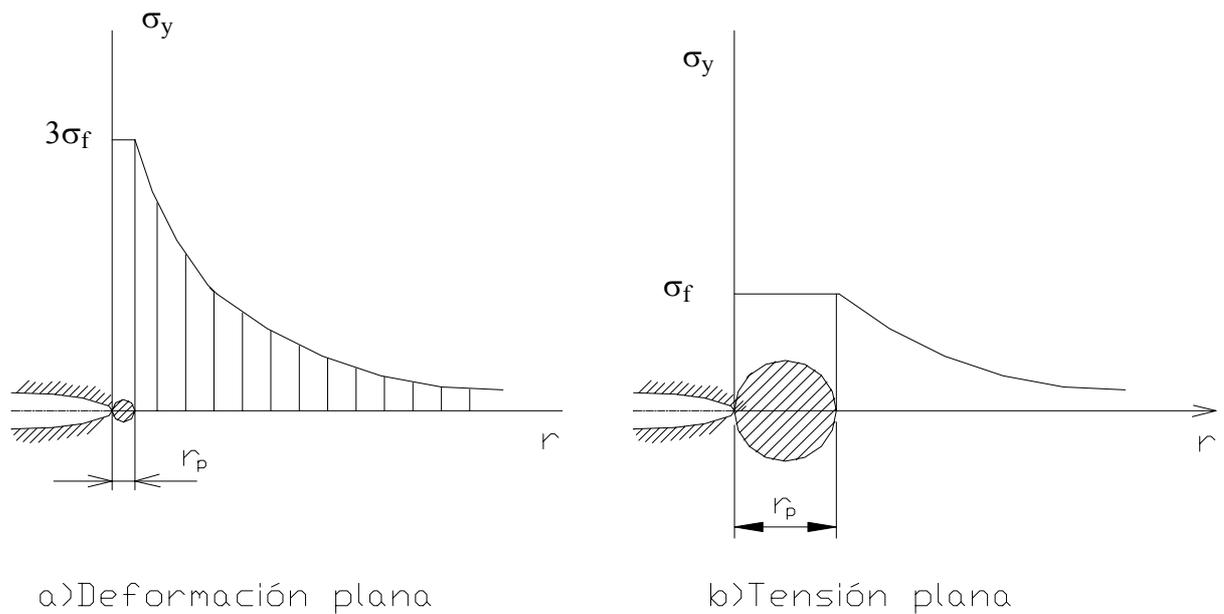


Fig. 7 Distribución de tensiones y tamaño de la zona plástica en el caso de deformación plana y tensión plana.

contraído o lo hizo en mucho menor grado se opondrá a la contracción del mismo y la contracción transversal no podrá manifestarse, en el caso límite se puede considerar que esta contracción transversal sea restringida totalmente y la deformación transversal en la dirección del eje z $\varepsilon_z = 0$. Si esta situación límite ocurre el cilindro deberá estar sometido a una tensión σ_z que se puede calcular de la expresión para ε_z de la ley de Hooke generalizada, o sea:

$$\varepsilon_z = \frac{1}{E} \cdot [\sigma_z - \mu \cdot (\sigma_x + \sigma_y)] = 0 \quad (14)$$

De donde:

$$\sigma_z = \mu \cdot (\sigma_x + \sigma_y) \quad (15)$$

En la zona del vértice de la grieta el material estará sometido a un estado tensional triaxial con las tres tensiones del mismo orden $\sigma_x \neq 0$, $\sigma_y \neq 0$ y $\sigma_z \neq 0$, sin embargo, el estado deformacional será plano $\varepsilon_x \neq 0$, $\varepsilon_y \neq 0$, $\varepsilon_z = 0$. Esta condición se conoce como deformación plana.

Si suponemos la placa muy delgada, la longitud del cilindro que representa la zona plástica podrá ser incluso menor que su diámetro. Este cilindro tiene el mismo diámetro que el caso anterior pero su longitud es mucho menor. El volumen de material no contraído en sus alrededores es mucho menor, la oposición del mismo a la contracción mucho menor. La zona plástica se contraerá entonces libremente $\varepsilon_z \neq 0$ y como no existe restricción a esta contracción $\sigma_z = 0$.

En este caso el estado tensional en la punta de la grieta será plano $\sigma_x \neq 0$, $\sigma_y \neq 0$ y $\sigma_z = 0$, pero el estado deformacional será triaxial $\varepsilon_x \neq 0$, $\varepsilon_y \neq 0$, $\varepsilon_z \neq 0$. Esta condición se conoce como tensión plana.

Evidentemente, la relación entre la longitud (espesor de la placa) y el diámetro de la zona plástica será el factor gobernante en la existencia de un estado de deformación plana, tensión plana o condición intermedia. Así:

$$\text{Si } \frac{t}{r_p} = \frac{t}{\left(\frac{K_I}{\sigma_f}\right)^2} \geq Q \quad \text{existe deformación plana} \quad (16)$$

$$\text{Si } \frac{t}{r_p} = \frac{t}{\left(\frac{K_I}{\sigma_f}\right)^2} \leq q \quad \text{existe tensión plana} \quad (17)$$

$$\text{Si } Q \geq \frac{t}{r_p} \geq q \quad \text{existe una condición intermedia} \quad (18)$$

Los valores de Q y q han sido determinados experimentalmente. Broek [11] da los siguientes valores $Q = 2.5$ y $q = \frac{1}{\pi}$. Las condiciones (16), (17) y (18) se escribirán entonces como sigue:

$$\text{Deformación plana} \quad t \geq 2.5 \cdot \left(\frac{K_I}{\sigma_f} \right)^2 \quad (19)$$

$$\text{Tensión plana} \quad t \geq 0.3 \cdot \left(\frac{K_I}{\sigma_f} \right)^2 \quad (20)$$

$$\text{Condición intermedia} \quad 0.3 \cdot \left(\frac{K_I}{\sigma_f} \right)^2 \leq t \leq 2.5 \cdot \left(\frac{K_I}{\sigma_f} \right)^2 \quad (21)$$

4 Tamaño y forma general de la zona plástica.

En el caso de deformación plana las tensiones σ_x , σ_y y σ_z en la zona del vértice de la grieta son todas del mismo orden. Para determinar la condición de fluencia es necesario aplicar alguno de los criterios de resistencia.

Si se aplica la cuarta hipótesis de resistencia o criterio de Huber-Mises-Henke, para obtener la condición de aparición de las deformaciones plásticas bajo esta condición de estado tensional, se obtiene que:

$$\sigma_{\text{eqIV}} = \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2 - \sigma_1 \cdot \sigma_2 - \sigma_2 \cdot \sigma_3 - \sigma_3 \cdot \sigma_1} = \sigma_f \quad (22)$$

Para el caso de deformación plana:

$$\sigma_1 = \sigma_y, \quad \sigma_2 = \sigma_x = \sigma_y \quad \text{y} \quad \sigma_3 = \sigma_z = \mu \cdot (\sigma + \sigma_y) = 2 \cdot \mu \cdot \sigma_y$$

Sustituyendo:

$$\sigma_{\text{eqIV}} = \sqrt{\sigma_y^2 + \sigma_y^2 + (2\mu \cdot \sigma_y)^2 - \sigma_y^2 - 2 \cdot \sigma_y (2 \cdot \mu \cdot \sigma_y)} = \sigma_f$$

$$\sigma_{\text{eqIV}} = \sqrt{\sigma_y^2 + \sigma_y^2 + 4 \cdot \mu^2 \cdot \sigma_y^2 - \sigma_y^2 - 4 \cdot \mu \cdot \sigma_y^2} = \sigma_f$$

De donde:

$$\sigma_y \sqrt{1 - 4 \cdot \mu + 4 \cdot \mu^2} = \sigma_f$$

$$\sigma_y \sqrt{(1 - 2 \cdot \mu)^2} = \sigma_f \quad \text{si se toma } \mu = 0.33$$

$$\sigma_y = \frac{\sigma_f}{1 - 2 \cdot \mu} \cong 3 \cdot \sigma_f \quad (23)$$

En el caso de la tensión plana

$$\sigma_1 = \sigma_y, \quad \sigma_2 = \sigma_x = \sigma_y \quad \text{y} \quad \sigma_3 = 0$$

Se obtiene en entonces que:

$$\sigma_{eqIV} = \sqrt{\sigma_y^2 + \sigma_y^2 - \sigma_y^2} = \sigma_f$$

$$\sigma_y = \sigma_f$$

(24)

Consecuentemente la zona plástica mostrada en la Fig. 5 b) es solo válida para el caso de tensión plana. En el caso de la deformación plana la zona plástica es mucho menor. En la Fig. 7 a) y b) se muestran ambas zonas plásticas.

Si se aplica ahora la condición (8) para el caso de la deformación plana para hallar el tamaño de la zona plástica se obtiene que:

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot r_p}} = 3 \cdot \sigma_f \quad (25)$$

$$r_p = \frac{K_I^2}{18 \cdot \pi \cdot \sigma_f^2} \quad (26)$$

El tamaño de la zona plástica en el caso de la deformación plana es mucho menor que en la tensión plana.

Ahora bien independientemente del espesor que tenga la placa, la tensión σ_z no podrá existir en la superficie libre exterior, así que en esta zona existirá siempre tensión plana y por lo tanto en esa zona la zona plástica tiene una gran dimensión. En el interior de la placa existirá deformación plana y la zona plástica tendrá una dimensión mucho menor. La forma real de la zona plástica será como se muestra en la Fig. 8.

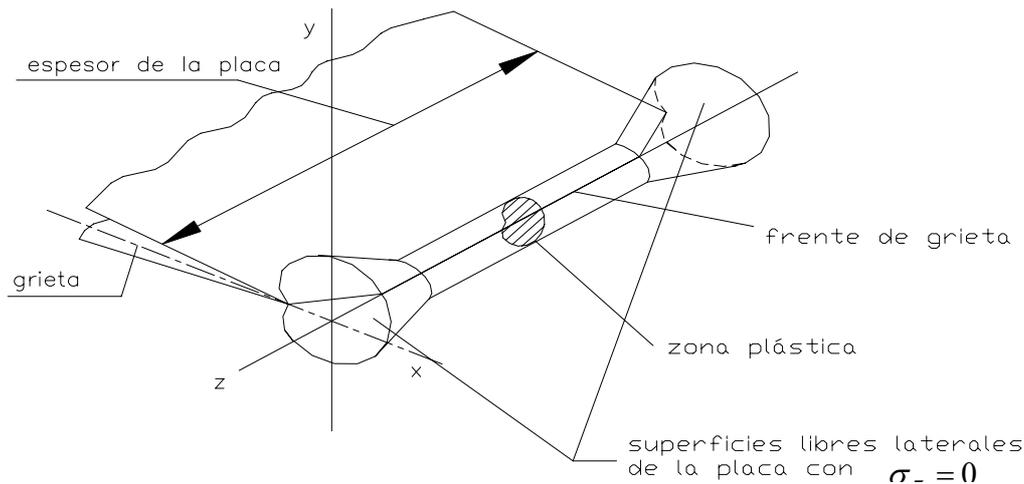


Fig. 8 Perfil real de la zona plástica

5 Tipos de fractura y tipos de análisis básicos de la Mecánica de la Fractura.

5.1 Aspecto de la fractura en la tensión plana y en la deformación plana.

Consideremos dos placas del mismo material pero de diferentes espesores, una de pequeño espesor que cumple la condición de tensión plana y otra de gran espesor para la cual se cumple la condición

de deformación plana. Ambas placas tienen una grieta del mismo tamaño y están cargadas con la misma tensión nominal. Ambas placas tendrán el mismo K_I ya que $K_I = \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a}$.

Con el incremento de la tensión en la placa fina comienzan a aparecer las deformaciones plásticas en la punta de la grieta, la zona plástica aumenta de tamaño a través de todo el espesor y aparece el estado de tensión plana y el campo de tensiones se hace más favorable. Si se continúa aumentando la tensión, continúa aumentando la zona plástica a causa del incremento de las tensiones tangenciales máximas en los planos inclinados a 45° con relación a la tensión transversal de la placa, hasta que aparece la fractura por deslizamiento en los planos de τ_{\max} . Este tipo de fractura es llamada fractura inclinada o fractura a cortante (Fig. 9).

En el caso de la placa de gran espesor la condición es de deformación plana, la cual restringe la aparición de las deformaciones plásticas, la zona plástica será mucho más pequeña y con el incremento de la tensión la grieta comienza a crecer y la fractura tendrá lugar a niveles de tensión mucho más pequeños que en la placa fina. La fractura en este caso es originada por el crecimiento de la grieta en el plano de la sección transversal y se conoce como fractura plana o en escuadra (Fig. 9).

Para una placa de espesor intermedio $t_1 < t_3 < t_2$ la fractura final es mixta (o de cono - copa), o sea, aparece una zona próxima a las superficies libres laterales de la placa donde la fractura es inclinada, a causa de la presencia en esa zona de la tensión plana y en el centro del espesor de la placa aparecerá una zona mas o menos extendida, de dimensión x , donde la fractura será a escuadra, a causa de la presencia de la deformación plana en esa zona. El % de la relación de la zona de fractura a escuadra con relación al espesor de la placa, es un índice de la presencia de tensión plana o deformación plana, o sea:

$$P = \frac{100 \cdot X}{t} \quad \% \quad (27)$$

Un esquema de la relación entre P y K_c se muestra en la Fig. 10.

5.2 Tenacidad a la fractura para la tensión plana y la deformación plana.

Una grieta crece hasta la destrucción cuando las condiciones de tensión en la punta de la grieta exceden la capacidad de resistencia del material para dichas condiciones de tensión. Debido a que el campo de tensiones es descrito por el factor de intensidad de tensiones, estas condiciones críticas estarán asociadas por lo tanto con un factor de intensidad de tensiones crítico. Este valor crítico del factor de intensidad de tensiones se designa por K_{Ic} (K_{IIc} , K_{IIIc}) y se denomina: tenacidad a la fractura. El crecimiento incontrolable de la grieta ocurre cuando K_I excede la

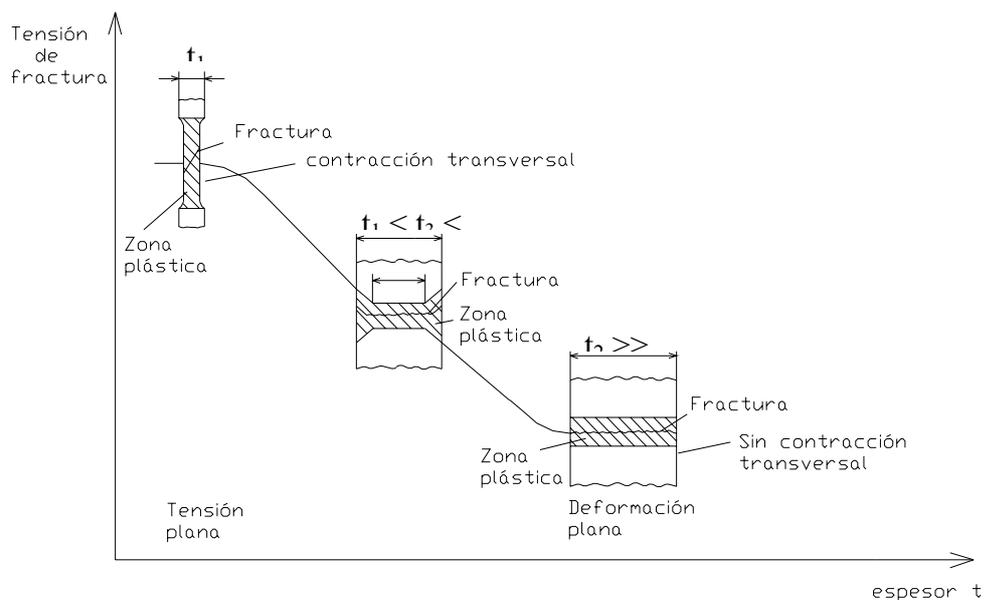


Fig. 9 Aspecto de la fractura en la tensión plana y en la deformación plana.

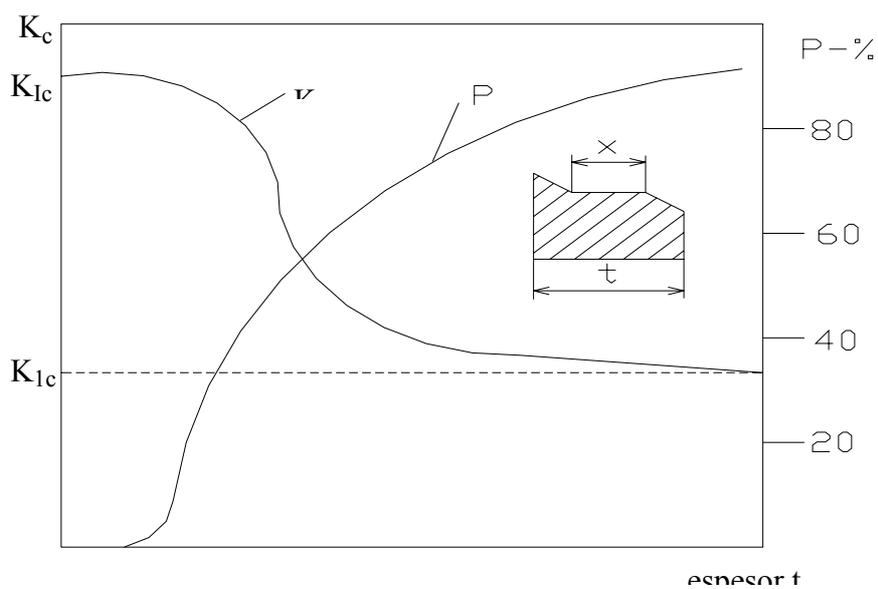


Fig. 10 Relación entre P y K_c en dependencia del espesor de la placa t.

tenacidad a la fractura K_{Ic} de la misma forma que la deformación plástica ocurre cuando la tensión σ excede el valor crítico de la tensión en el límite de fluencia σ_f .

En el epígrafe anterior se vio que la tenacidad a la fractura en el caso de la deformación plana es mucho menor que en el caso de la tensión plana, de aquí que por K_{Ic} se designe la tenacidad a la fractura en el caso de deformación plana y la tenacidad en el caso de tensión plana se designa por K_{Ic} , donde los subíndices I y 1 denotan el modo I de carga. El valor K_{Ic} es $>$ que K_{Ic} (Fig. 11).

En el caso de situaciones intermedias la tenacidad del material tomará valores intermedios en dependencia del espesor como se muestra en la zona de transición de la Fig. 11.

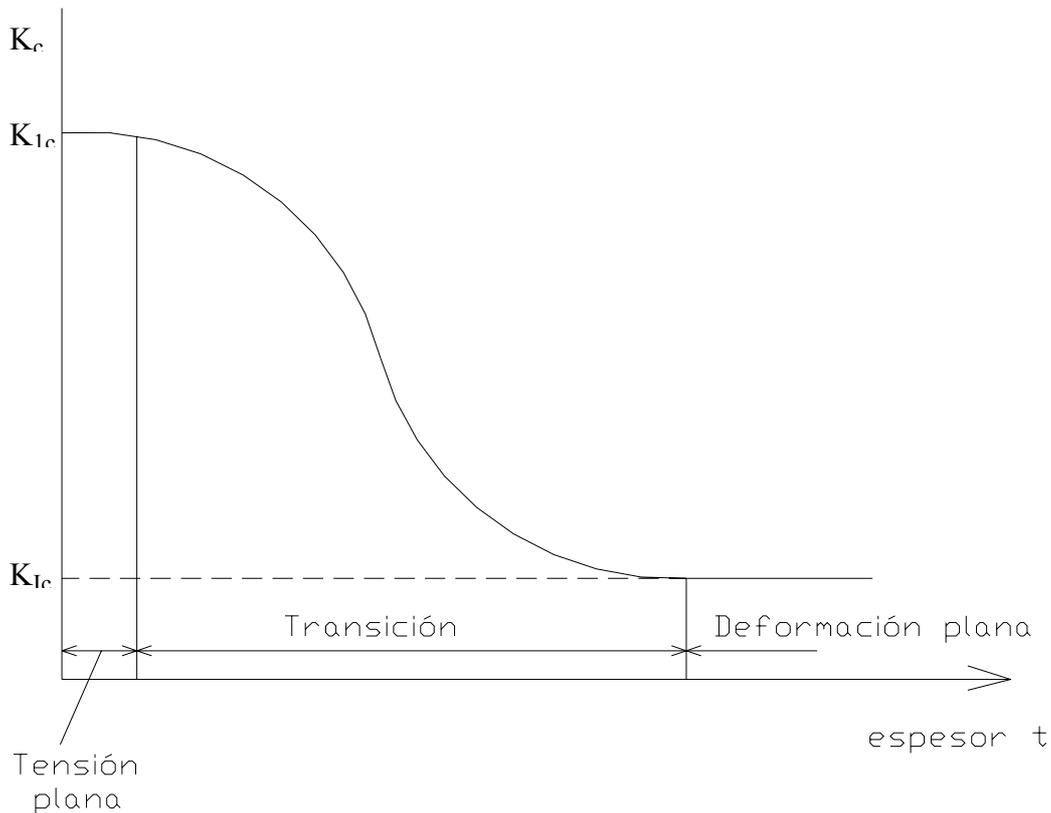


Fig. 11 Tenacidad a la fractura en la tensión plana y deformación plana.

5.3 Crecimiento subcrítico de la grieta.

El tamaño de la grieta para la cual ocurre la fractura se conoce como tamaño crítico de la grieta a_c . El crecimiento de la grieta desde su aparición hasta que alcanza su tamaño crítico se denomina crecimiento subcrítico de la grieta. El crecimiento subcrítico puede tener lugar a causa de diferentes situaciones como son:

- Bajo tensiones cíclicas: crecimiento de la grieta por fatiga.
- Bajo tensiones constantes en un ambiente corrosivo: crecimiento de la grieta por corrosión bajo tensión.
- Bajo tensiones cíclicas en un medio ambiente corrosivo: crecimiento por fatiga - corrosión

- Tensiones constantes en presencia de hidrógeno: crecimiento por absorción de hidrógeno.
- Carga constante bajo altas temperaturas: crecimiento por termofluencia.
- Combinaciones de las anteriores

En la práctica el mayor interés lo tiene el hecho de conocer en que momento de la vida útil de un elemento aparecerán las grietas y con que velocidad crecerán una vez que han aparecido, con el objetivo de poder conocer el tiempo que se dispone para su detección y acción. Una grieta no puede ser detectada hasta que no alcanza un tamaño lo suficientemente grande. El tamaño de la grieta detectable se designa por a_d . El tiempo que demora la grieta en crecer desde a_d hasta a_c es el tiempo disponible para la detección de la grieta (Fig. 12). Este tiempo en muchos casos puede ser calculado mediante la Mecánica de la Fractura.

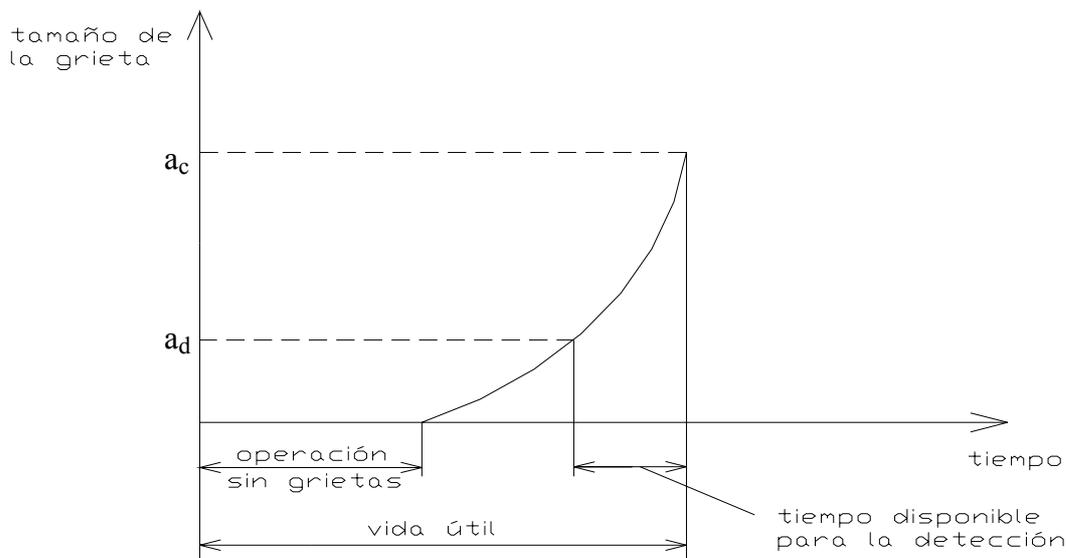


Fig. 12 Crecimiento subcrítico de la grieta.

5.4 Fractura dúctil y frágil.

Consideremos tres placas A, B, C (Fig.13) construidas de materiales diferentes con igual límite de fluencia σ_f pero con diferentes tenacidades a la fractura: la placa A de baja tenacidad, la placa B de tenacidad intermedia y la placa C de alta tenacidad. Las tres placas poseen grietas idénticas. Los tres elementos serán cargados simultáneamente con la misma tensión σ y como tiene igual a e igual σ_f tendrán también igual zona plástica e igual contracción. Debido a su baja tenacidad la fractura ocurrirá primero en la placa A con una relativamente pequeña zona plástica en el vértice de la grieta que va siendo arrastrada por la grieta en la medida que esta avanza y una tensión nominal menor que la fluencia $\sigma_2 < \sigma_f$, esta es una fractura frágil desde el punto de vista ingenieril. Las placas B y C debido a su mayor tenacidad a la fractura no estarán aún sujetas a la falla. Será necesario elevar el nivel de la tensión, lo que implica que la zona plástica irá aumentando y puede ocurrir que en el

momento de la fractura toda la zona agrietada sea plástica aún cuando la tensión nominal $\sigma_3 < \sigma_f$. Este tipo de falla se denomina quasifrágil.

La fractura de la placa C, debido a su elevada tenacidad requerirá un incremento mayor de la tensión para la cual puede ocurrir la fluencia general, o sea, $\sigma_4 > \sigma_f$. En este caso la fractura es dúctil porque se produce en condiciones de elevada plasticidad y tensión por encima del límite de fluencia.

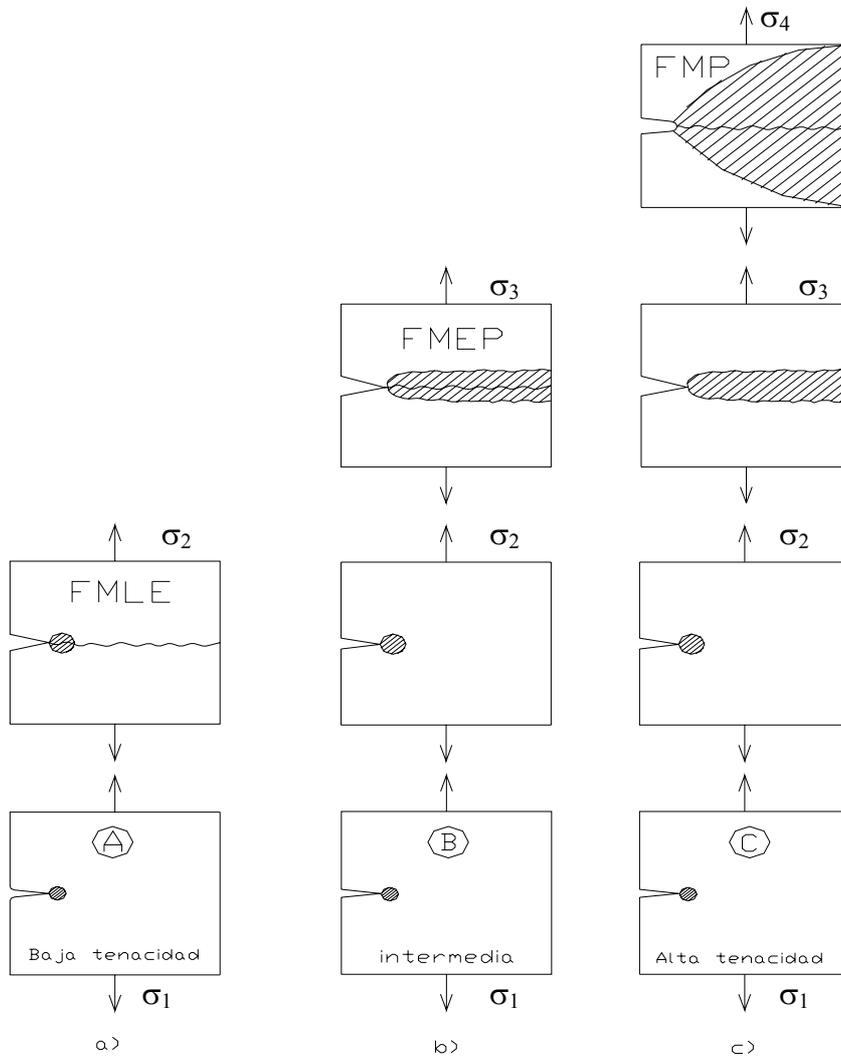


Fig. 13 Tipos de fractura según la tenacidad a la fractura del material.

5.5 Los cuatro tipos de análisis básicos de la Mecánica de la Fractura.

La fractura de la placa A del epígrafe anterior ocurrió con una zona plástica muy pequeña. En este caso el factor de intensidad de tensiones K puede ser usado como un adecuado descriptor del campo de tensiones en la punta de la grieta. Como este factor es un parámetro de campo elástico, este tipo de análisis de la fractura es llamado Mecánica de la Fractura Lineal Elástica (MFLE).

En la fractura de la placa B la zona plástica ya no es pequeña con relación al tamaño de la grieta. En este caso el factor de intensidad de tensiones K no podrá ser usado como descriptor del campo de tensiones, será necesario utilizar otro descriptor de campo llamado la integral J . El análisis de la Fractura basado en la integral J es llamada Mecánica de la Fractura Elasto Plástica (MFEP).

La fractura completamente dúctil de la placa C no puede ser analizada con los parámetros del campo de tensiones K o J , en este caso se hace uso del llamado análisis de colapsación es también conocido como Mecánica de la Fractura Plástica (MFP).

El análisis del crecimiento subcrítico de la grieta es también basado en K y se denomina Mecánica de la Fractura Subcrítica (MFSC).

6. Mecánica de la Fractura Lineal Elástica (MFLE).

6.1 Validez del factor de intensidad de tensiones.

Como se explicó anteriormente mediante un análisis en el campo elástico de las tensiones, en una región limitada del frente de la grieta todas las tensiones pueden ser descritas mediante un simple parámetro del campo elástico de las tensiones, K , denominado Factor de Intensidad de Tensiones. La región donde K caracteriza el estado tensional se llama región de dominio de K . (Fig. 14) más allá de la región de dominio de K se requieren un mayor número de parámetros para describir el estado tensional. Muy cerca del vértice de la grieta las tensiones son tan altas que ocurre la deformación plástica (Fig. 14). Esta zona como se explicó anteriormente se denomina zona plástica.

Producto de que K ha sido calculada sobre la base de un análisis elástico de tensiones el estado tensional en la zona plástica no puede ser descrito a través de K . Sin embargo si la zona plástica es pequeña y esta incluida dentro de la región de dominio de K , las dimensiones de esta zona y la distribución de las deformaciones dentro de ella están directamente relacionadas con K . Esta es la condición básica de la MFLE. Si la zona plástica es más grande que la región de dominio de K , este parámetro se torna inutilizable.

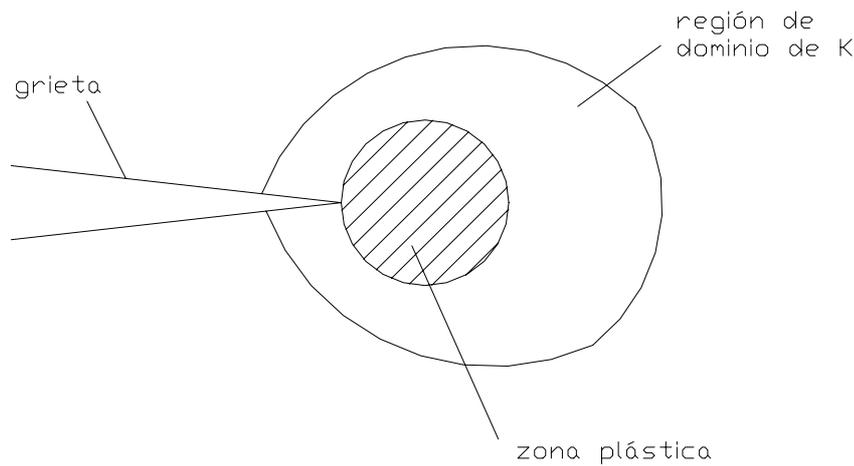


Fig. 14 Zona plástica y región de dominio e K en la FMLE.

6.2 Tensión de fractura en la MFLE bajo deformación plana.

Como se explicó, el factor de intensidad de tensiones K , caracteriza completamente el campo de tensiones en la región del vértice de la grieta en el caso de la MFLE. Esto significa que en el caso de deformación plana, igual K implica similitud y por lo tanto las dos grietas deben tener el mismo comportamiento. La fractura tendrá lugar cuando las tensiones en el vértice de la grieta exceden un cierto valor crítico. Como K_I es una medida del campo de tensiones en el vértice de la grieta, la fractura ocurrirá cuando K_I (para el modo I de carga) exceda un cierto valor crítico K_{Ic} . Este valor crítico del factor de intensidad de tensiones, como se expresó anteriormente, se conoce como tenacidad a la fractura. Si se conoce K_{Ic} podemos calcular cuando una determinada grieta en un elemento del mismo material provocará o no la fractura, ya que para todas las grietas que causarán la fractura se cumple que $K_I \geq K_{Ic}$.

De la misma manera existirán casos donde igual K no garantiza similitud. Estos casos quedan fuera del campo de acción de la MFLE.

En general, se puede medir K_{Ic} rompiendo en una máquina de ensayo a tracción una probeta con una grieta. Como $K_I = \beta \cdot \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a}$, si se selecciona una probeta cuya geometría es conocida se puede conocer β . Como se conoce el tamaño de la grieta a se puede, durante el ensayo, determinar la tensión para la cual la probeta falla y se puede calcular el valor de K_I para el cual se produjo la fractura. Este valor será igual a la tenacidad a la fractura K_{Ic} del material ensayado. Entonces, para un elemento cualquiera del mismo material si se conoce β se puede calcular entonces, para que tensión una grieta dada provoque la fractura. Como $K_I = \beta \cdot \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a}$ y la falla ocurre cuando $K_I = K_{Ic}$ se tiene que:

$$\sigma_c = \frac{K_{Ic}}{\beta \cdot \sqrt{\pi \cdot a}} \quad (28)$$

O se puede determinar para un nivel de tensión dado en el elemento la dimensión de la grieta que provocará la fractura (tamaño crítico de la grieta).

$$a_c = \frac{1}{\pi} \cdot \left(\frac{K_{Ic}}{\beta \cdot c} \right)^2 \quad (29)$$

6.3 Cálculo del factor de intensidad de tensiones para el caso de una configuración dada.

Las expresiones para el cálculo de los factores de intensidad de tensiones para muchos casos de elementos de una configuración dada en presencia de grietas han sido determinadas y estas aparecen en los manuales como [117,129,132] o en otras publicaciones [40,127,141]. Una selección de estas expresiones para el caso de las configuraciones más frecuentes se da en las tablas A-1 del anexo.

Sin embargo, no todos los casos de configuraciones geométricas y condiciones de carga aparecen explícitamente en los manuales y mucho menos en la selección presentada en este material. No obstante, hay que aclarar que en general los casos más complejos desde el punto de vista de la geometría y de las condiciones de carga, se hace necesario obtenerlo aplicando el principio de la superposición y el método de composición.

Así por ejemplo el factor de intensidad de tensiones para el caso solicitación combinada dentro del mismo modo de carga, digamos tracción con flexión puede ser obtenido por superposición de los dos caso hallados por separados:

$$K_{I_{total}} = K_{I_{tracción}} + K_{I_{flexión}} \quad (30)$$

El efecto combinado de determinadas condiciones de contorno puede ser obtenido mediante el método de composición. Por ejemplo, la influencia de un agujero circular en la placa sometida a tracción de dimensiones finitas puede ser objetivo componiendo los casos de agujero circular en una placa infinita traccionada (influencia del agujero) con el de una placa a tracción de dimensiones finitas (influencia de las dimensiones). O sea:

$$K_I = \beta_{agujero} \cdot \beta_{dimensiones} \cdot \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \quad (31)$$

En ocasiones el efecto de una tensión compleja puede ser descompuesto en cargas más simples para su análisis y el factor de intensidad de tensiones se halla entonces por superposición. Así por ejemplo si se tiene una distribución de tensiones no uniformemente distribuida en una placa (Fig. 15), la misma puede ser descompuesta en una combinación de tensiones de flexión más tensiones de tracción y el factor de intensidad de tensiones será:

$$K_{I_{total}} = \left(\beta_{trac} \cdot \sigma_{trac} + \beta_{flex} \cdot \sigma_{flex} \right) \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \quad (32)$$

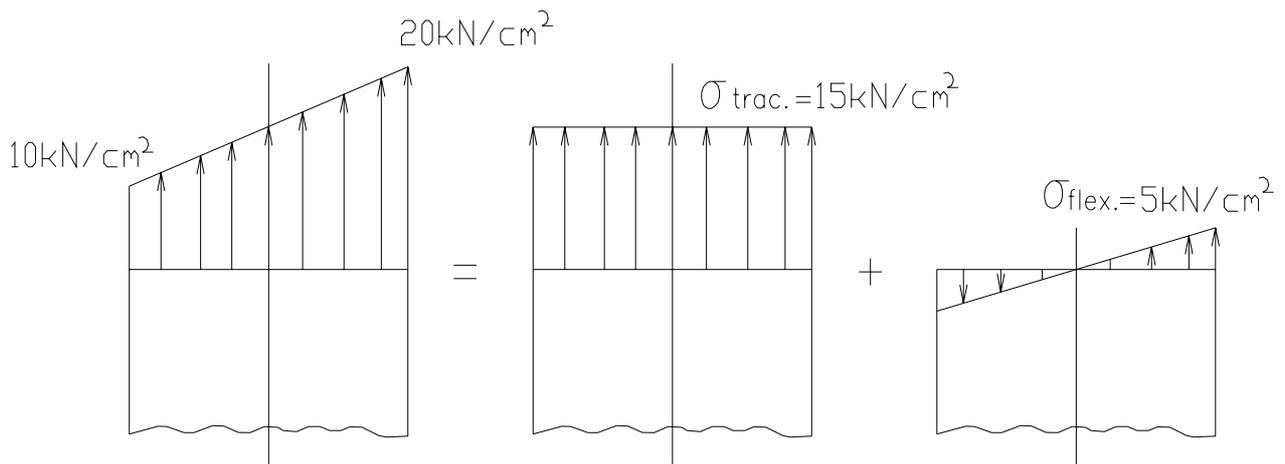


Fig. 15 Descomposición de un caso compuesto de tensión en sus componentes simples.

La superposición inversa puede, en determinadas ocasiones, aplicarse para obtener el factor de intensidad de tensiones.

Así por ejemplo el caso de carga de una placa traccionada con un orificio para pasador, remache, tornillo, etc. que se muestra en la Fig. 16 a) puede ser compuesto por superposición en los casos b, c y d. La superposición de los factores de intensidad de tensiones será:

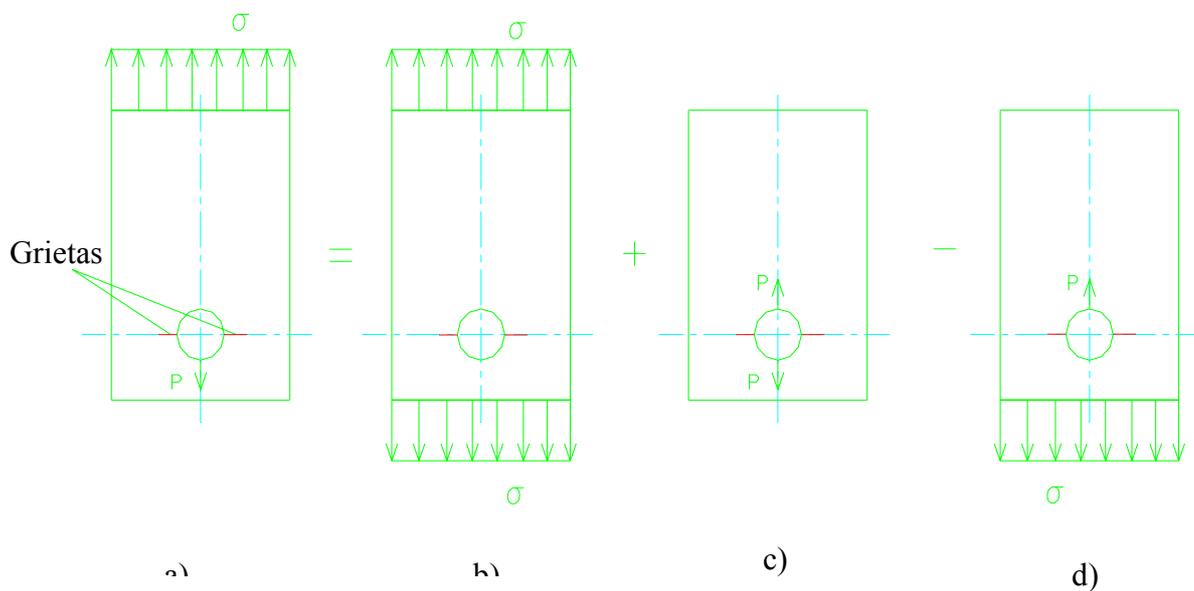


Fig. 16 Ejemplo de superposición inversa.

$$K_{I_a} = K_{I_b} + K_{I_c} - K_{I_d}$$

Pero el caso a) es idéntico al caso d), o sea, $K_{I_a} = K_{I_d}$, de donde:

$$2 \cdot K_{I_a} = K_{I_b} + K_{I_c}$$

Y se tiene entonces que:

$$K_{I_a} = \frac{K_{I_b} + K_{I_c}}{2} \quad (33)$$

Los casos b) y c) aparecen resueltos en los manuales.

En el caso del modo mixto de carga el Factor de intensidad de Tensiones Equivalente se haya por la siguiente expresión:

$$K_{eq} = \sqrt{(K_I)^2 + (K_{II})^2 + \frac{(K_{III})^2}{1-\mu}} = K_{I_c} \quad (34)$$

6.4 Medición de la tenacidad a la fractura en el caso de la deformación plana.

La Sociedad Americana para Ensayos de Materiales (ASTM) tiene un número de probetas para su uso en los ensayos de tenacidad a la fractura (especificaciones ASTM-399) y en general en las normas internacionales de estas probetas son similares. En las Tablas del Anexo A-2 se muestran estas probetas.

De todos los tipos de probetas la que es más popular y es usada extensivamente para ensayos de fractura y también para ensayos de crecimiento de la grieta por fatiga y bajo tensión corrosión es la probeta conocida como CTS (Compact Tension Specimen). Con el propósito de garantizar un razonable frente de grieta recta, a las probetas se le practica una entalla tipo chevrón. La grieta se inicia en la punta de la ranura tipo chevrón y gradualmente se extiende a través del espesor. La grieta en la probeta se genera por fatiga para un número de ciclos de carga no menor que $5 \cdot 10^4$ para excluir la deformación plástica. Todas estas probetas han sido diseñadas para el caso de deformación plana y no son adecuadas para la tensión plana.

Como se explicó anteriormente para obtener similitud en el caso de la deformación plana debe cumplirse que el espesor de la probeta sea:

$$t > 2.5 \cdot \left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_f} \right)^2$$

Si la contracción es insuficiente para dar lugar a la deformación plana se requiere que K sea igual, B/r_p sea igual y que r_p sea igual. Esto significa que los espesores de la probeta y el elemento donde se pretenden utilizar los resultados de los ensayos deben ser iguales. En estas condiciones el factor crítico de intensidad de tensiones, o tenacidad a la fractura K_{Ic} puede ser medido, pero este valor es válido solo para ese espesor específico y solo podrá ser utilizado para análisis de fractura en placas de ese espesor.

Veamos el siguiente ejemplo, consideremos un acero de $\sigma_f = 300$ MPa, si la probeta tiene 5 cm = 0.05 m de espesor, la tenacidad a la fractura tiene que ser

$$K_{Ic} < \sigma_f \cdot \sqrt{\frac{t}{2.5}} = 300 \cdot \sqrt{\frac{0.05}{2.5}} = 42.43 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$$

En caso contrario no puede ser medido con una probeta de 5 cm de espesor. Si la tenacidad fuera de $K_{Ic} = 60 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$ entonces se necesita un espesor:

$$t \geq 2.5 \cdot \left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_f} \right)^2 \geq 2.5 \cdot \left(\frac{60}{300} \right)^2 = 0.1 \text{ m} = 10 \text{ cm}$$

Para obtener deformación plana.

6.5 Ensayo de tenacidad a la fractura en la deformación plana.

El ensayo de tenacidad a la fractura se realiza en una máquina de ensayo a tracción que posea una elevada rigidez para que la relación de energía elástica de deformación máquina-probeta sea mínima. Durante el ensayo se construye el gráfico carga-abertura de la grieta (COD crack opening displacement). Para medir la abertura de la grieta se utiliza lo que se conoce como galga de pinzas como lo que se esquematiza en la Fig. 17.

La galga de pinzas consiste en dos láminas de acero elásticas (muelles de hojas) las cuales son insertadas en la entalla existente en la probeta en unos receptáculos practicados en la misma. Las láminas poseen en sus puntas unas cuchillas que permiten fijar la posición de la galga a la

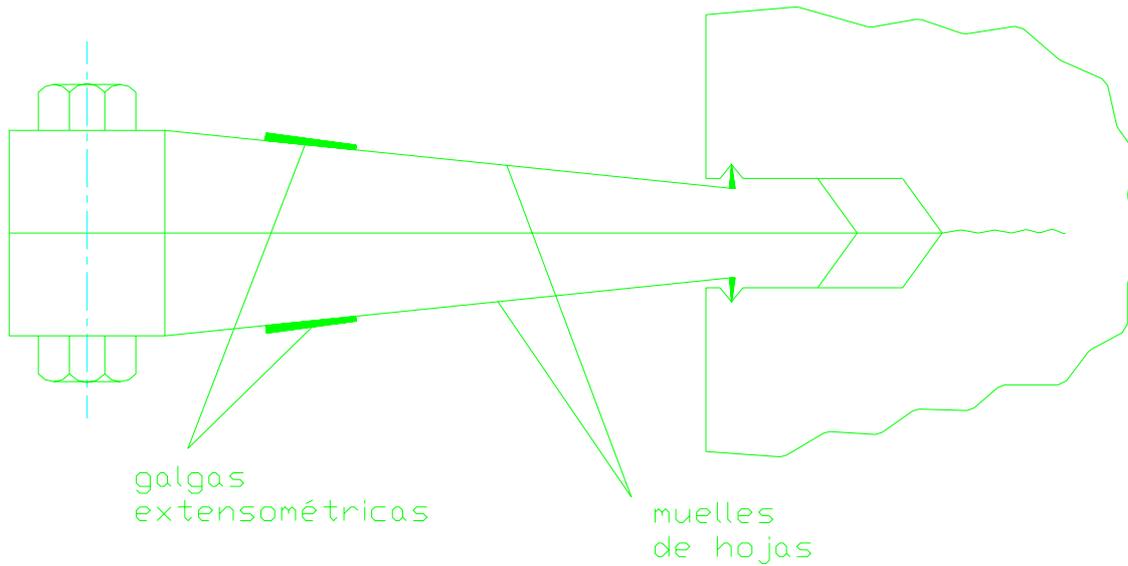


Fig. 17 Montaje de la galga de pinzas.

probeta. Sobre cada lámina esta pegada galga extensométrica de resistencia eléctrica, la variación de la resistencia eléctrica de estas galgas es medida con un puente tensométrico, de manera que la lectura en el puente es una medida de la abertura de la grieta. La carga aplicada se puede medir

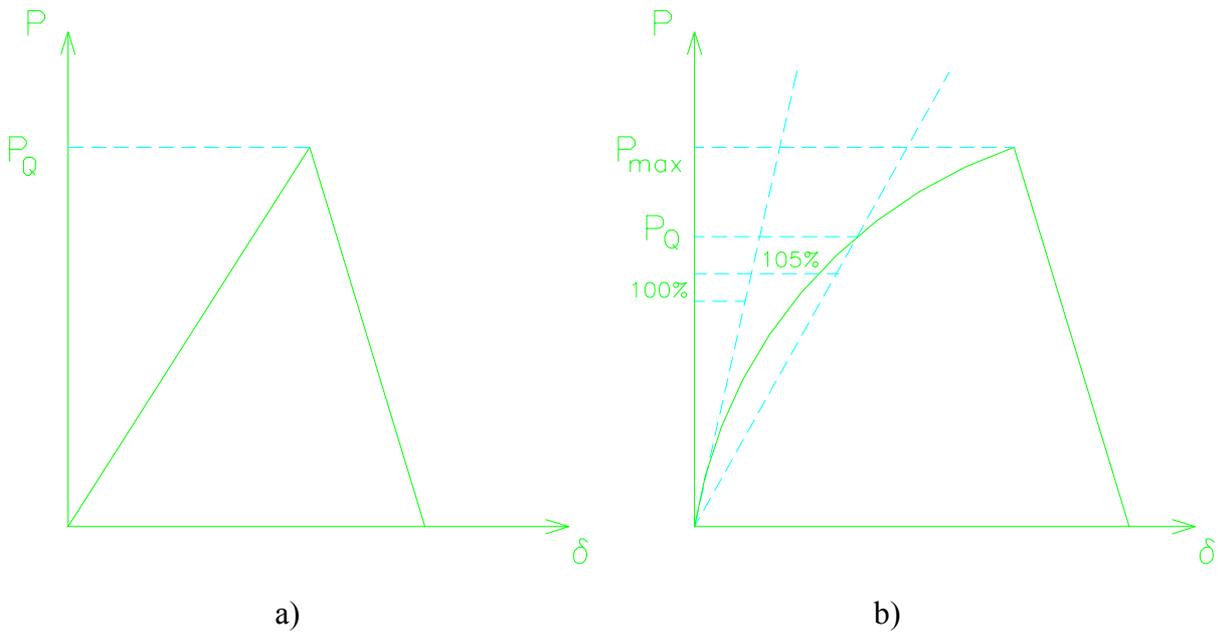


Fig. 18 Dependencias gráficas carga - abertura de la grieta.

también con galgas extensométricas y la dependencia gráfica: carga aplicada-abertura de la grieta, puede ser registrada en un graficador x-y. El registro idealmente es una línea recta que se

interrumpe bruscamente para la carga de fractura P_Q tal como se muestra en la Fig. 18 a). La carga P_Q es usada entonces para determinar la tenacidad a la fractura.

Debido a que ocurre deformación plástica en la punta de la grieta el registro es usualmente una curva ligera y en la medida que la grieta se extiende de forma estable aparecerá una curvatura adicional (Fig. 18 b). Debido a que una extensión pequeña de la grieta no puede ser fácilmente detectada, en las normas se establece que el punto de la gráfica que se intercepta con una recta trazada desde el origen con una pendiente un 5 % mayor que la de la parte recta del diagrama puede entonces ser considerada como la carga P_Q , en el inicio del crecimiento de la grieta. Si la carga P_{\max} (Fig. 18 b) alcanza un valor $P_{\max} > 1.1 P_Q$ el resultado deberá ser rechazado. El valor de K_{Ic} obtenido para la carga P_Q se designa como K_Q y no puede ser tomado como K_{Ic} hasta que se comprueben las condiciones para la existencia de deformación plana. O sea:

$$t > 2.5 \cdot \left(\frac{K_Q}{\sigma_f} \right)^2 \quad \text{y} \quad a > 2.5 \cdot \left(\frac{K_Q}{\sigma_f} \right)^2 \quad (35)$$

en caso contrario el resultado del ensayo tiene que ser rechazado.

Estas son las características fundamentales del ensayo de tenacidad a la fractura en el caso de la deformación plana. En la realidad existe un mayor número de restricciones para que un ensayo pueda ser considerado válido, de aquí la necesidad de consultar las normas antes de llevar a cabo un ensayo de este tipo.

6.6 Estimación de la Tenacidad a la fractura de los aceros mediante la correlación de Rolfe – Barsón.

La Tenacidad a la Fractura de los aceros se puede estimar a través de la correlación clásica de Rolfe – Barsón entre K_{Ic} y la energía CVN del ensayo de impacto Charpy con probeta entallada en V, dada en [13]:

$$K_{Ic} = \sigma_f \sqrt{0,6478 \left(\frac{CVN}{\sigma_f} - 0,0098 \right)} \quad MPa \cdot \sqrt{m} \quad (36)$$

Donde:

$CVN = a_k \cdot 9,81 \cdot 0,8$ Joules

a_k Resiliencia del acero en $kgf - m/cm^2$.

σ_f Tensión de fluencia para el acero en MPa.

6.7 Determinación de la tensión de fractura o resistencia residual y del tamaño crítico de la grieta.

En lo visto anteriormente ha quedado claro que el conocimiento de la tenacidad a la fractura K_{Ic} de un material dado permite realizar una serie de cálculos para un elemento de máquina o de una estructura, hecho de ese material, si se conoce la expresión para el cálculo del factor de intensidad de tensiones de acuerdo con la forma y dimensiones del elemento y las condiciones específicas de carga y el tamaño de la grieta presente.

Si el factor de intensidad de tensiones para el elemento considerado $K_I = \beta \cdot \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a}$ se puede calcular la tensión para la cual se produce la fractura, partiendo de que esta ocurre cuando $K_I = K_{Ic}$. De donde:

$$K_{Ic} = \beta \cdot \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a}$$

Despejando σ :

$$\sigma_c = \frac{K_{Ic}}{\beta \cdot \sqrt{\pi \cdot a}} \quad (37)$$

La tensión de fractura σ_c también se conoce como tensión crítica o resistencia residual.

De la misma forma se puede calcular el tamaño crítico de la grieta o tamaño para la cual ocurrirá la fractura si se conoce la tensión para la cual trabaja el elemento.

Despejando de la condición (37), se tiene que:

$$a_c = \frac{1}{\pi} \cdot \left(\frac{K_{Ic}}{\beta \cdot \sigma} \right)^2 \quad (38)$$

Esta ecuación no puede ser directamente resuelta ya que β es una función del tamaño de la grieta, por lo que generalmente se requieren cálculos iterativos.

En el siguiente ejemplo se verá como se realiza este proceso.

Ejemplo 1.

Para un material que posee $K_{Ic} = 30 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$ y $\sigma_f = 300 \text{ MPa}$.

- a) ¿Cuál es la tensión de fractura para el caso de una placa de ancho $B = 2b = 20$ cm con una grieta central de dimensión $2a = 20$ mm ?
- b) ¿Que espesor debe tener la placa para que sean aplicables las consideraciones de deformación plana ?
- c) ¿Cuál es el tamaño crítico de la grieta si la tensión de trabajo es $\sigma = 90$ MPa ?

Solución:

- a) De acuerdo con el caso de las tablas del anexo A-1, el factor de intensidad de tensiones puede ser calculado como: $K_I = \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot \sqrt{\sec \frac{\pi \cdot a}{B}}$

De la condición de fractura $K_I = K_{Ic}$ se tiene que:

$$\sigma_c = \frac{K_{Ic}}{\sqrt{\pi \cdot a} \cdot \sqrt{\sec \frac{\pi \cdot a}{B}}} = \frac{30}{\sqrt{\pi \cdot 0.020} \cdot \sqrt{\sec \frac{\pi \cdot 0.020}{0.2}}}$$

La tensión de fractura es:

$$\sigma_c = 117 \text{ MPa}$$

- b) La placa debe tener un espesor de:

$$t > 2.5 \cdot \left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_f} \right)^2 = 2.5 \cdot \left(\frac{30}{300} \right)^2$$

$$t > 0.025 \text{ m} = 25 \text{ mm}$$

- c) De la condición de fractura para una tensión dada σ , se tiene que:

$$K_I = \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a_c} \cdot \sqrt{\sec \frac{\pi \cdot a_c}{B}} = K_{Ic}$$

Se necesita conocer el valor de a_c para las condiciones dadas, o sea:

$$60 \cdot \sqrt{\pi \cdot a_c} \cdot \sqrt{\sec \frac{\pi \cdot a_c}{0.2}} = 30$$

El valor de a_c se puede despejar de la ecuación anterior. En este caso se despejó mediante el programa DERIVE, obteniéndose el resultado siguiente:

$$a_c = 0.0312 \text{ m} = 31.2 \text{ mm}$$

La solución puede ser también obtenida por iteraciones sucesivas asumiendo inicialmente:

$$\beta_1 = \sqrt{\sec \frac{\pi \cdot a_c}{0.2}} = 1 \quad \text{y como} \quad a_c = \frac{1}{\pi} \cdot \left(\frac{K_{Ic}}{\sigma \cdot \sqrt{\sec \frac{\pi \cdot a_c}{B}}} \right)^2$$

Se tiene que:

$$a_c = \frac{1}{\pi} \cdot \left(\frac{30}{90} \right)^2 \cong 0.036 \text{ m}$$

Para este valor de a_c se tiene que:

$$\beta_1 = \sqrt{\sec \frac{\pi \cdot 0.036}{0.2}} = 1.088$$

Assumiendo ahora:

$$\beta_3 = \frac{\beta_1 + \beta_2}{2} = \frac{1 + 1.088}{2} = 1.044$$

$$a_c = \frac{1}{\pi} \cdot \left(\frac{30}{90 \cdot 1.044} \right)^2 \cong 0.032 \text{ m}$$

Y para este valor de a_c :

$$\beta_4 = \sqrt{\sec \frac{\pi \cdot 0.032}{0.2}} = 1.068$$

Todavía el % de diferencia entre β_3 y β_4 es grande. Se asume entonces:

$$\beta_5 = \frac{\beta_3 + \beta_4}{2} = \frac{1.044 + 1.068}{2} = 1.056$$

Para el cual:

$$a_c = \frac{1}{\pi} \cdot \left(\frac{30}{90 \cdot 1.056} \right)^2 \cong 0.0317$$

Para el cual:

$$\beta_6 = \sqrt{\sec \frac{\pi \cdot 0.0317}{0.2}} = 1.067$$

La diferencia entre β_5 y β_6 es del orden del 1 %, pero se puede precisar aun más el resultado.

Asumiendo:

$$\beta_7 = \frac{\beta_5 + \beta_6}{2} = \frac{1.056 + 1.067}{2} = 1.062$$

Obteniendo que:

$$a_c = \frac{1}{\pi} \cdot \left(\frac{30}{90 \cdot 1.062} \right)^2 \cong 0.0314 \text{ m}$$

Para el cual:

$$\beta_8 = \sqrt{\sec \frac{\pi \cdot 0.0314}{0.2}} = 1.066$$

El % de diferencia entre β_7 y β_8 es ahora:

$$\% \text{ de dif.} = \frac{\beta_8 - \beta_7}{\beta_7} \cdot 100 = \frac{1.066 - 1.062}{1.062} \cdot 100 = 0.33\%$$

El cual es aceptable, pudiendo tomarse $a_c = 31.4 \text{ mm}$. Como se puede apreciar no se cometen grandes errores al realizar el cálculo por uno u otro método.

6.7 Construcción de la curva de resistencia residual.

La exactitud en la medición del tamaño de la grieta puede introducir un error apreciable en la determinación de la tensión crítica o tensión de rotura, o si no se puede precisar la tensión de operación con una exactitud digamos del 10 % se puede obtener un error del orden del 20 % en la determinación del tamaño crítico de la grieta. Esto determina que el cálculo de la resistencia residual o del tamaño crítico de la grieta debe ser realizado con gran precisión. Para facilitar esta tarea es aconsejable construir lo que se conoce como diagrama de resistencia residual. El diagrama se construye planteando en el eje de las ordenadas los valores de la tensión de fractura o resistencia residual y en el eje de las abscisas el tamaño crítico de la grieta. Partiendo de la fórmula:

$$\sigma_c = \frac{K_{Ic}}{\beta \cdot \sqrt{\pi \cdot a}} \quad (39)$$

Y evaluando para 8 o 10 tamaños de grietas diferentes permite plotear σ_c v.s 2a. Teniendo la curva se puede obtener directamente para una tensión dada el tamaño crítico de la grieta sin necesidad de la iteración.

El diagrama de resistencia residual tiene en general la forma mostrada en la Fig. 19.

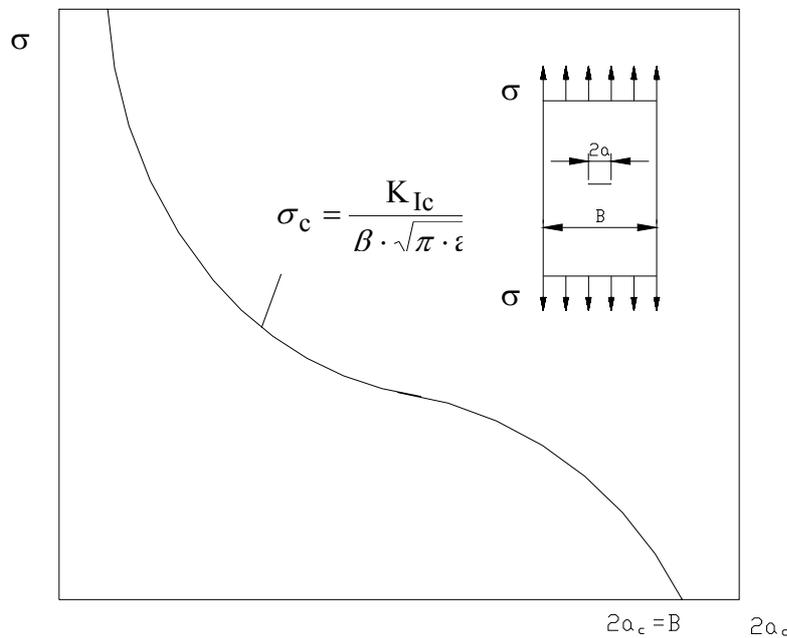


Fig. 19 Diagrama de resistencia residual

Como se puede apreciar que para grietas relativamente pequeñas un pequeño error en la apreciación del tamaño crítico de la grieta tiene un gran efecto en la evaluación de la resistencia residual y para grietas relativamente grandes una pequeña variación de la tensión tiene un gran efecto en el tamaño crítico de la grieta.

En la construcción el diagrama de resistencia residual hay que tener en cuenta la dispersión que naturalmente puede existir en la determinación experimental de K_{Ic} . La tenacidad a la fractura de cualquier material depende de una serie de factores como son: temperatura, tratamiento térmico, etc. La dispersión en cualquier propiedad mecánica es un hecho común, existe dispersión en los valores del límite de fluencia, la resistencia máxima, el límite de fatiga, etc. Sin embargo, todas estas propiedades son esencialmente propiedades volumétricas ya que reflejan el comportamiento de todo el volumen del material, sin embargo, la tenacidad a la fractura refleja el comportamiento de un pequeño volumen de material en la zona del frente de la grieta por lo que es mucho más probable que las propias pequeñas heterogeneidades del material provoquen una gran dispersión en los valores de K_{Ic} , y por lo tanto en σ_c . Una dispersión en los valores de K_{Ic} del orden del 20 % es común.

En la Fig. 20 se muestra el efecto de la dispersión en el diagrama de resistencia residual. Como se puede apreciar en determinadas zonas del diagrama una dispersión del 20 % en σ_c puede llegar a representar una dispersión de hasta el 40 % en la variación del tamaño crítico de la grieta. Esta condición confirma la necesidad de construir el diagrama de resistencia residual, incluyendo la posible dispersión en los valores de K_{Ic} .

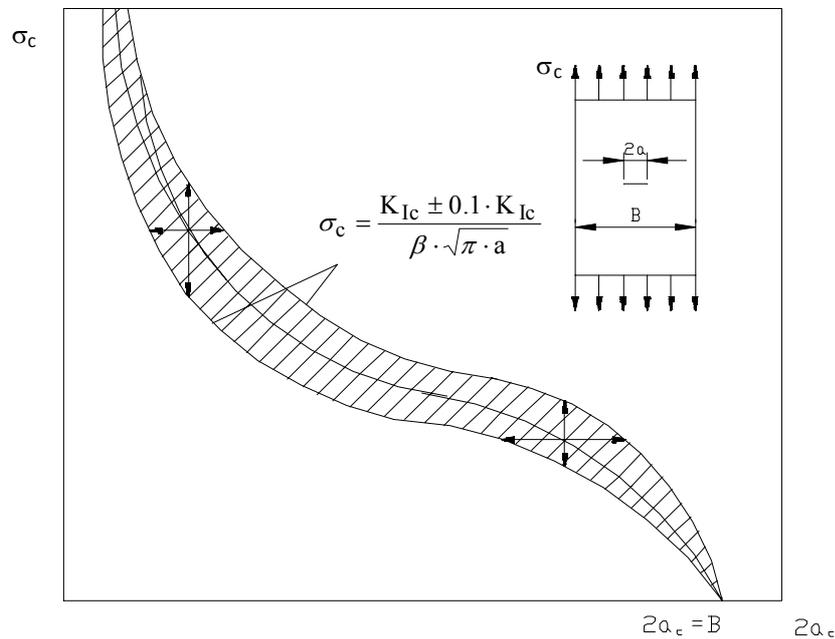


Fig. 20 Efecto de la dispersión en K_{Ic} en el diagrama de resistencia residual.

En la construcción del diagrama de resistencia residual hay que tener en cuenta la inexactitud que se introduce en el cálculo de K_{Ic} en el caso de pequeñas grietas a causa de la determinación de K_I sobre la base de las consideraciones elásticas que se explicaron en el capítulo anterior. Así teóricamente si $a = 0$ la resistencia residual es infinita. Esta conclusión es errónea a causa de la presencia de la plasticidad.

Se comparan a continuación el diagrama de resistencia residual con la condición de fluencia o aparición de deformaciones plásticas en todo el volumen de la pieza.

Debido a que σ_c es la tensión remota, el elemento en su conjunto alcanzará la fluencia si $\sigma_c \geq \sigma_f$, de manera que la zona plástica será tan grande que abarca todo el elemento y por lo tanto no se cumplirá la condición para que K sea aplicable en lo relativo a la relación entre la zona de dominio de K_I y el tamaño de la zona plástica. En la sección de la grieta la tensión es mayor a causa de la presencia de la grieta. La condición de fluencia en esa sección será:

$$\sigma_{neta} = \frac{P}{t \cdot (B - 2 \cdot a)} = \sigma_f \quad (40)$$

La tensión remota es:

$$\sigma = \frac{P}{t \cdot B} \quad (41)$$

Dividiendo (41) entre (40) y despejando σ se tiene que:

$$\sigma = \sigma_f \cdot \frac{B - 2 \cdot a}{B} \quad (42)$$

Esta ecuación representa una recta en el diagrama de resistencia residual entre los puntos ($\sigma = \sigma_f, 2a = 0$) y ($\sigma = 0, 2a = B$) que se muestra superpuesta al diagrama típico de resistencia residual en la Fig. (21).

En la Fig. 21 se puede apreciar que existen dos zonas donde la resistencia residual es mayor que la tensión en la sección neta de fluencia: la región de grandes grietas y la de pequeñas grietas.

La región de grandes grietas no es tan importante desde el punto de vista práctico, sin embargo, no es así en el caso de las pequeñas grietas.

En la literatura consultada [11] se recomienda un procedimiento donde la región de pequeñas grietas es analizada trazando una línea recta tangente a la curva de resistencia residual desde el punto ($\sigma = \sigma_f, 2a = 0$) (Fig. 21).

Para el caso donde $\beta = 1$, el punto de tangencia es siempre $\sigma_c = \frac{2}{3} \cdot \sigma_f$, de modo que la tangente puede ser fácilmente trazada mediante la búsqueda de este punto en la curva.

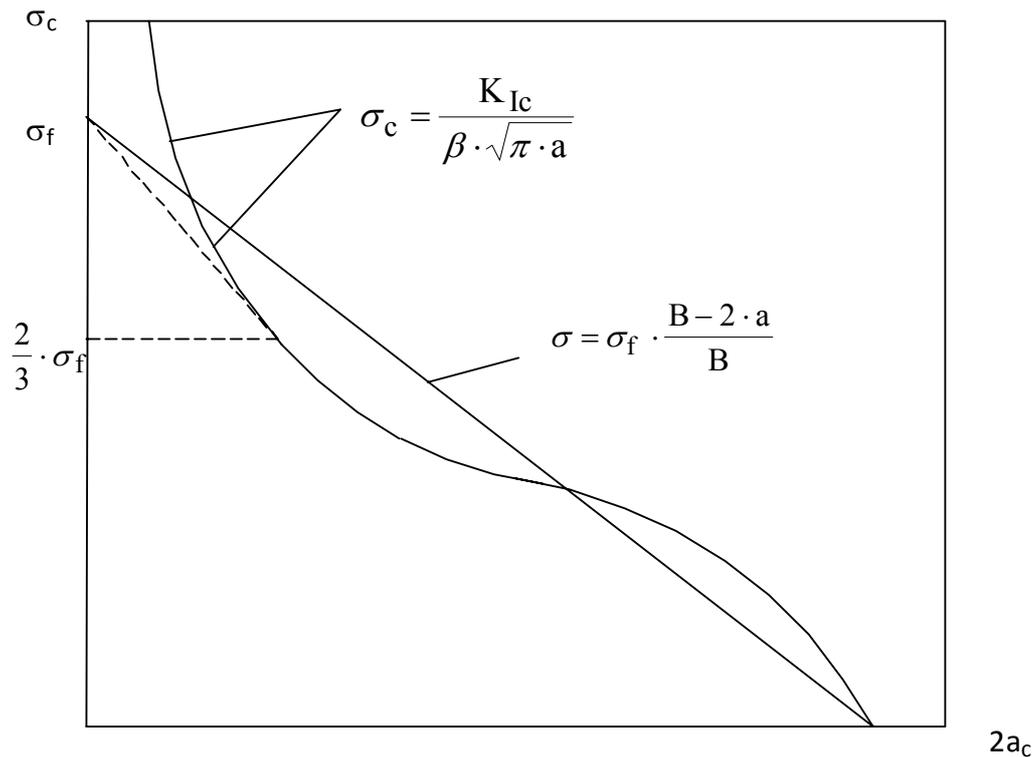


Fig. 21 Aproximación de la tangente para el caso de pequeñas grietas.

7. Crecimiento subcrítico de la grieta

7.1 Definición y conceptos básicos.

Anteriormente se estableció el concepto de tamaño crítico de la grieta como el tamaño de la misma que origina la fractura. Para que una grieta alcance su tamaño crítico debe crecer a partir de una microgrieta o un pequeño defecto. El crecimiento de una microgrieta o un defecto muy pequeño hasta que este alcance su tamaño crítico es lo que se conoce como crecimiento subcrítico de la grieta.

También se vio anteriormente como es posible a partir del diagrama de resistencia residual establecer para una tensión dada el tamaño crítico de la grieta a_c . Este tamaño de grieta es el mayor que puede ser tolerado en el elemento en cuestión. Si la grieta existente es menor que el tamaño crítico de la grieta, la tensión de operación no provocará la fractura, sin embargo, podrá ocurrir el crecimiento subcrítico de la grieta. La grieta tiene interés práctico a partir de un determinado tamaño a partir del cual ésta es detectable por los métodos de control. Este tamaño mínimo detectable se designará por a_d . Para que la grieta crezca desde a_c hasta a_d se requerirá un determinado tiempo t_1 . El cálculo de t_1 tiene un gran interés pues este es el tiempo disponible antes de la fractura para la toma de decisiones. Conocido el tiempo t_1 se puede decidir si se aplica alguna

relación al tiempo total t_1 (Fig. 22). Se puede considerar por lo tanto que existe similitud desde el punto de vista del crecimiento subcrítico si las grietas poseen el mismo K . Una grieta en un elemento crece de la misma forma que una grieta en una probeta de laboratorio cuando K para el elemento es igual a K para la probeta, por supuesto se vio también anteriormente que para que exista similitud total debe existir igual contracción. Si el frente de la grieta es bastante grande (gran espesor) existirá deformación plana. En otras condiciones la restricción a la contracción solo se garantiza cuando el elemento y la probeta poseen igual espesor.

7.2 El factor de intensidad de tensiones y razón de crecimiento de la grieta.

La propagación de una grieta por fatiga mecánica pura es en gran medida una consecuencia del embotamiento cíclico y reaguzamiento de la punta de la grieta como se muestra en la Fig. 23 a) Si este proceso ocurre de una forma regular y de una forma similar sobre una distancia cercana al frente de grieta, esto da lugar a líneas de estratificación [11]. Las líneas de estratificación están ausentes cuando el proceso es irregular.

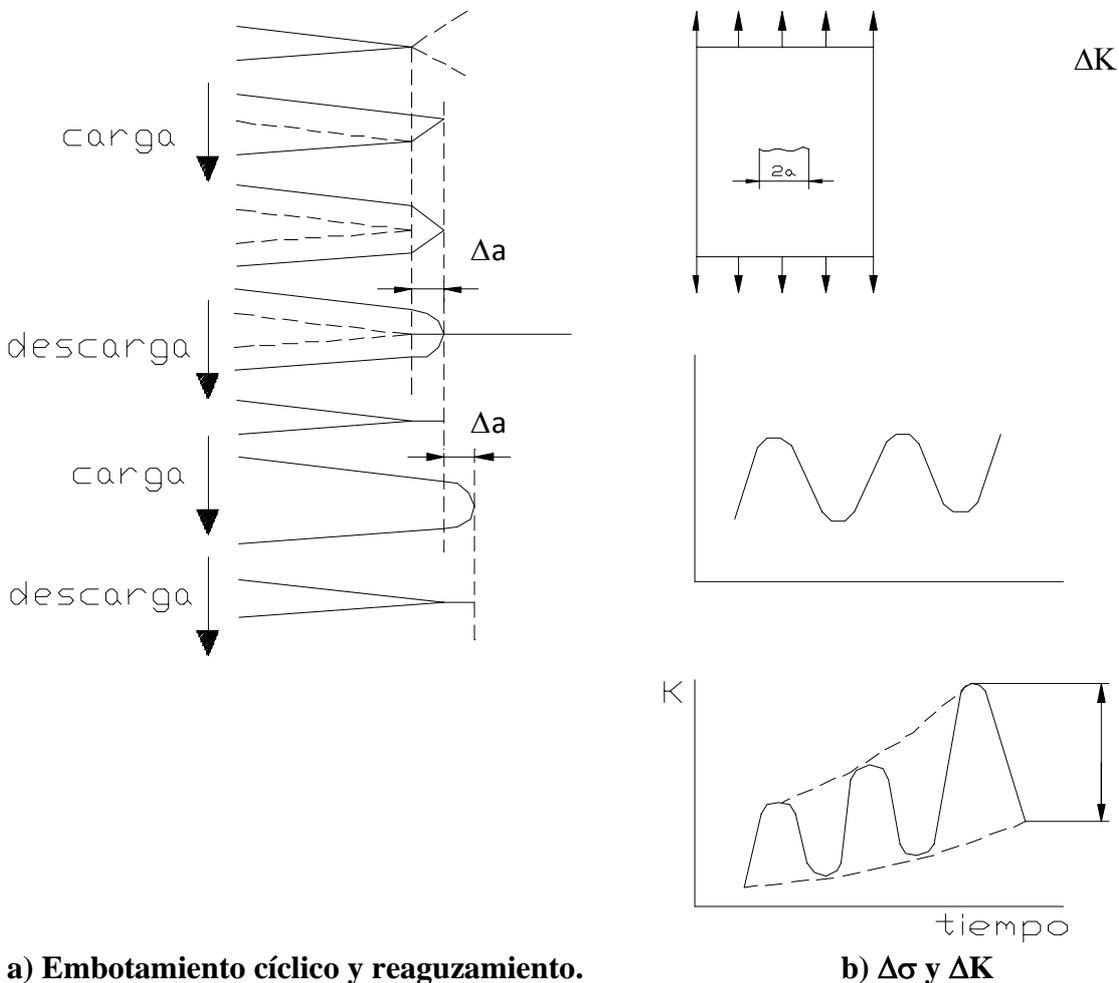


Fig. 23 Embotamiento cíclico y reaguzamiento de la grieta

El embotamiento de la grieta se debe a los deslizamientos (deformación plástica) y no involucra agrietamiento en un sentido real. No obstante, el embotamiento representa una extensión de la grieta en una cantidad Δa . Por lo tanto la cantidad de crecimiento de la grieta depende de la máxima abertura de la punta de la grieta y de la eficiencia del reaguzamiento, lo que está determinado por la máxima y mínima tensión del ciclo o mas bien el rango de tensión.

Las tensiones en la punta de la grieta están determinadas por el factor de intensidad de tensiones, así si el crecimiento de la grieta está determinado por el rango de tensión y la tensión máxima en la punta de la grieta también estará determinado por el rango del factor de intensidad de tensiones y el máximo factor de intensidad de tensiones.

La Fig. 23 b) muestra un posible ciclo de variación de la tensión remota. Cuando esta alcanza su valor máximo σ_{\max} , el factor de intensidad de tensiones tendrá su valor máximo, K_{\max} . Cuando la tensión cíclica alcanza su valor mínimo σ_{\min} , el factor de intensidad de tensiones tendrá su valor mínimo $K = \beta \cdot \sigma_{\min} \cdot \sqrt{\pi \cdot a}$. El rango de variación del factor de intensidad de tensiones es $\Delta K = K_{\max} - K_{\min}$, lo cual es igual a $\Delta K = \beta \cdot \Delta \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a}$.

La condición de similitud entonces nos dice que dos grietas tendrán la misma cantidad de crecimiento cuando están sometidas al mismo ΔK y el mismo K_{\max} . Si la razón de crecimiento se denota como $\Delta a/\Delta N$, donde Δa es la cantidad de crecimiento durante ΔN ciclos de carga, la condición anterior puede ser escrita como:

$$\frac{da}{dN} = \frac{a}{N} = f(\Delta K, K_{\max}) \quad (43)$$

La ecuación (43) simplemente establece que la razón varía como una función de ΔK y K_{\max} y que la razón es siempre la misma para la misma combinación de ΔK y K_{\max} .

Si la razón de asimetría del ciclo de tensiones es $r = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}}$, también podemos decir $r = \frac{K_{\min}}{K_{\max}}$.

Como $K_{\min} = K_{\max} - \Delta K$, se desprende que: $K_{\max} = \frac{\Delta K}{(1-r)}$. Entonces la ecuación (43) puede escribirse como:

$$\frac{da}{dN} = f(\Delta K, r) \quad (44)$$

Esta ecuación establece que la razón de crecimiento será siempre la misma para una combinación dada de ΔK y r .

7.3 Construcción de la curva de razón de crecimiento de la grieta.

La razón de crecimiento de un material dado debe ser determinada en un ensayo del material, ya que esta depende de la respuesta del material para una combinación dada de ΔK y r .

La forma más simple de ilustrar el procedimiento es a través del ejemplo de un panel muy ancho agrietado en el centro, de modo que $\beta \cong 1$ y $\Delta K = \beta \cdot \Delta\sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a}$. Primero consideraremos el caso en que $r = 0$, lo que implica que $da/dN = f(\Delta K)$. La probeta, (Fig. 24 a) está sometida a una amplitud de ciclo constante $\Delta\sigma$ y el crecimiento de la grieta se registra como una función del número de ciclos, lo cual nos suministra la curva de propagación de la grieta que se muestra en la Fig. 24 b).

Podemos determinar ahora como el material responde a un ΔK dado. Se puede notar que ΔK se incrementa durante el ensayo a medida que aumenta el tamaño de la grieta para $\Delta\sigma$ constante. Para dos tamaños de grieta a_1 y a_2 , la curva de la Fig. 24 b) muestra números de ciclos N_1 y N_2 . La razón de crecimiento de la grieta es entonces $\frac{\Delta a}{\Delta N} = \frac{(a_2 - a_1)}{(N_2 - N_1)}$. El rango del factor de intensidad de tensiones que produce este crecimiento es: $\Delta K = \Delta\sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a_3}$

Donde $a_3 = \frac{(a_1 + a_2)}{2}$, el tamaño de grieta promedio sobre el intervalo.

Determinando la razón de crecimiento de la grieta y ΔK para una serie de puntos de la curva de crecimiento de la grieta (Fig. 24 b) y ploteando esta en función de ΔK se obtiene la curva de razón completa que se muestra en la Fig. 24 c).

Esta curva es la respuesta del material a una carga cíclica para cualquier ΔK . El criterio de similitud plantea que la respuesta de un material a un ΔK dado será siempre la misma. Por lo tanto, la curva de razón completa nos da toda la información necesaria para analizar el comportamiento de grietas en estructuras.

Por ejemplo podemos conocer la razón de crecimiento de 2.54 cm de grieta ($\beta \cong 1.12$) en una placa sometida a un rango de tensión $\Delta\sigma = 14.3 \text{ kN/cm}^2$. El factor de intensidad de tensiones es $\Delta K = 1.12 \cdot 14.3 \cdot \sqrt{\pi \cdot 2.54} = 45.2 \text{ kN/cm}^2 \cdot \sqrt{\text{cm}}$. De acuerdo con la Fig. 24 c) esta grieta en este material particular crecerá a una razón $da/dN = 2,54 \cdot 10^{-5} \text{ cm/ciclo}$.

Note que la razón de crecimiento se incrementa en varios ordenes de magnitud si ΔK se incrementa en pequeñas cantidades. Por lo tanto, la curva de razón usualmente se presenta como una doble logarítmica (por ejemplo $\log da/dN$ como una función de $\log \Delta K$). Es importante destacar que la curva de la Fig. 3.5.2 c) representa la función $f(\Delta K)$ en la ecuación

$da/dN = f(\Delta K)$, o sea, para $r = 0$.

En principio los datos de razón de la grieta pueden ser obtenidos de una probeta para la cual el factor de intensidad de tensiones sea conocido. Sin embargo, la estandarización del procedimiento del ensayo es aconsejable. La Norma (ASTM estándar E 647-78T) nos da un método tentativo para ensayo de crecimiento de la grieta. Las normas recomiendan el uso de la probeta de tensión compacta o una probeta agrietada centralmente. El crecimiento de la grieta se mide visualmente (generalmente mediante el uso de un microscopio de 30 a 50 X) o por una o varias técnicas que permitan la automatización del ensayo. En las modernas máquinas de fatiga controladas por computadora la información del crecimiento de la grieta puede ser introducida en la computadora la cual controla automáticamente el ensayo.

Se recomienda la consulta de las normas antes de llevar a cabo el ensayo.

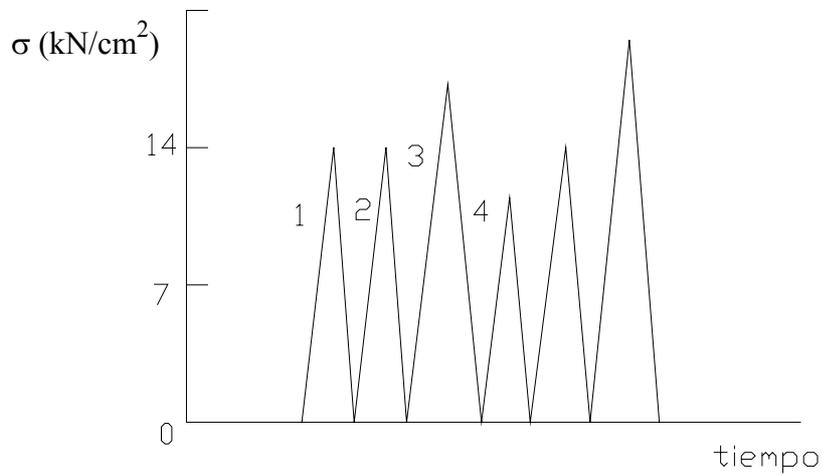
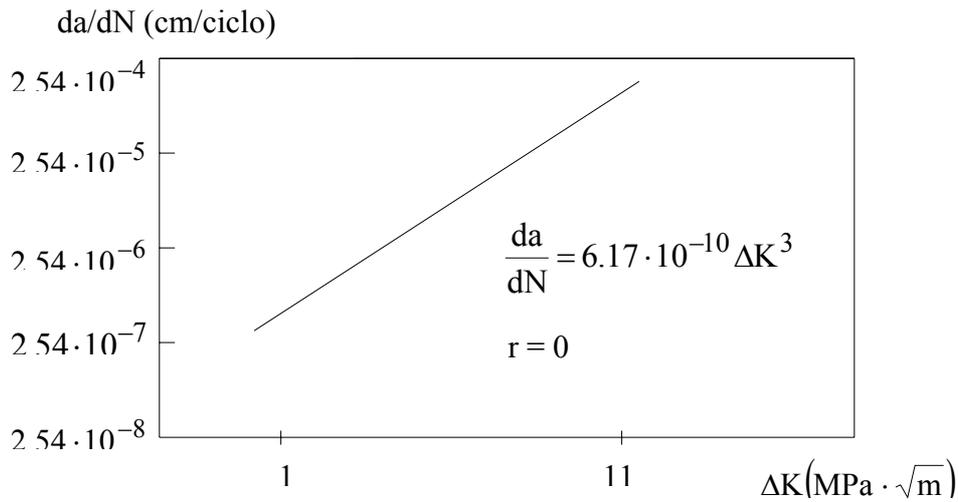
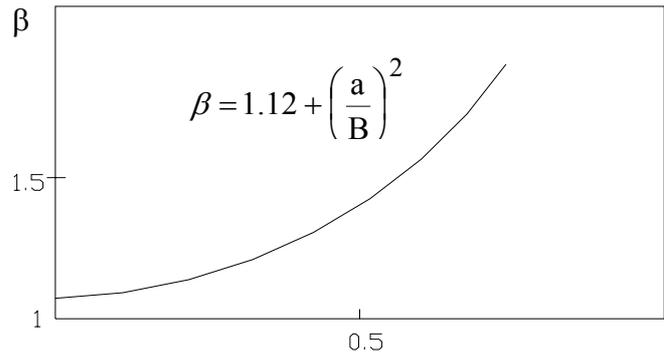
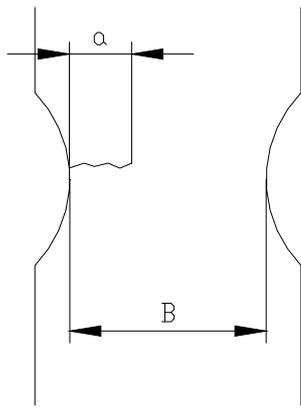


Fig. 24 Análisis de crecimiento de la grieta

7.4 La ecuación de razón de Paris.

En el epígrafe anterior se discutió el procedimiento de construcción de la curva de razón para un r fijo, $r = 0$. Debido a que la razón de crecimiento de la grieta depende de r y ΔK , las propiedades de razón de crecimiento del material tienen que ser determinadas para varios valores de r . Las curvas

de razón para diferentes valores de r son mas o menos paralelas y representan el cuadro completo de los datos de crecimiento de grietas en el material en términos de:

$$\frac{da}{dN} = f(\Delta K, r) \quad (45)$$

Claramente, $f(\Delta K, r)$ es una propiedad del material y es diferente para diferentes materiales, aunque las curvas de razón para muchos materiales tienen la misma forma.

De hecho la curva de razón para un r fijo puede ser aproximada a veces por una línea recta en un trazado doble logarítmico. En este caso, la función de razón puede ser representada por una simple ecuación matemática:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K^n, \quad r = \text{cte.} \quad (46)$$

Esta ecuación en la cual n es la pendiente de la línea recta es conocida como la ecuación de Paris [12,96]. Como C y n caracterizan la línea recta, las propiedades de crecimiento de la grieta para un material pueden ser completamente descritas por los valores dados de C y n.

La ecuación (46) no tiene base teóricas. Esta es una fórmula empírica que cubre los datos razonablemente bien. El valor del exponente n usualmente toma valores entre 2 y 5. Cuando n varía entre 2 y 3 la razón de crecimiento depende poco de r [3].

En el libro de Shigley – Mischke de Elementos de Máquinas aparecen los valores de C y n para los diferentes tipos de aceros.

Ejemplo 2:

Una grieta central de tamaño $2a = 0.254$ cm esta sometida a $\Delta\sigma = 11.4$ kN/cm². Después de 30 000 ciclos el tamaño de la grieta es $2a = 0.3$ cm. Datos que se tienen muestran que el crecimiento de la grieta de $2a = 10.2$ cm a $2a = 10.4$ cm toma 1 200 ciclos. Asumir que la curva de razón es recta y determinar C y n en la ecuación de Paris.

Solución:

Punto A:

$$\frac{da}{dN} = \frac{a_2 - a_1}{N_2 - N_1} = \frac{0.15 - 0.127}{30000} = 7 \cdot 10^{-7} \text{ cm/ciclo}$$

$$\Delta K = \Delta\sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot \left(\frac{a_1 + a_2}{2}\right)} = 11.4 \cdot \sqrt{\pi \cdot 0.1385} = 7.52 \text{ kN/cm}^2 \sqrt{\text{cm}} ; \beta = 1$$

Punto B:

$$\frac{da}{dN} = \frac{a_2 - a_1}{N_2 - N_1} = \frac{10.4 - 10.2}{1200} = 1.6 \cdot 10^{-4} \text{ cm/ciclo}$$

$$\Delta K = 11.4 \cdot \sqrt{\pi \cdot 10.3} = 64.83 \text{ kN/cm}^2 \sqrt{\text{cm}} ; \beta = 1$$

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K^n \quad \text{ó} \quad \log da/dN = \log C + n \log \Delta K$$

$$\text{Punto B: } \log 1.6 \cdot 10^{-4} = \log C + n \log 64.83$$

$$\text{Punto A: } \log 7.67 \cdot 10^{-7} = \log C + m \log 7.52$$

Resolviendo logaritmos:

$$\text{Punto B: } -3.78 = \log C + 1.812 n$$

$$\text{-Punto A: } \underline{-6.116 = \log C + 0.876 n}$$

$$2.336 = 0.936 n$$

$$n = 2.5$$

Sustituyendo m en el punto B se obtiene:

$$\log C = -3.78 - (2.5 \cdot 1.812)$$

de donde:

$$\log C = -8.31$$

$$C = 5 \cdot 10^{-9}$$

La ecuación de razón de crecimiento será:

$$\frac{da}{dN} = 5 \cdot 10^{-9} \cdot (\Delta K)^3$$

En la literatura técnica se dan las ecuaciones de correlación entre los parámetros empíricos C y n de la ecuación de Paris:

$$C = 1.32 \cdot 10^{-4} \cdot \frac{1}{895^n} \quad 1.8 \leq n \leq 4 \quad [38] \quad (47)$$

$$C = 2.72 \cdot 10^{-4} \cdot \frac{1}{1129^n} \quad 3 \leq n \leq 6.5 \quad [59] \quad (48)$$

$$C = 5.48 \cdot 10^{-5} \cdot \frac{1}{577.8^n} \quad 2 \leq n \leq 5.5 \quad [52] \quad (49)$$

$$C = 1.7 \cdot 10^{-4} \cdot \frac{1}{1015^n} \quad 1.8 \leq n \leq 5.1 \quad [133] \quad (50)$$

$$C = 1.7191 \cdot 10^{-4} \cdot \frac{1}{977^n} \quad 1.5 \leq n \leq 11 \quad [114] \quad (51)$$

7.5 Crecimiento de la grieta por fatiga en las construcciones mecánicas.

7.5.1 Integración.

Dada la velocidad de un automóvil, podemos calcular el tiempo requerido para recorrer una distancia determinada, o la distancia recorrida en determinado tiempo. Este cálculo se llama integración. Si la velocidad es V , la distancia S , recorrida en un tiempo t , se conoce que $S = V t$, similarmente el tiempo para recorrer una distancia S es $t = \frac{S}{V}$.

En analogía: Dada la velocidad (razón) de crecimiento de la grieta podemos calcular el número de ciclos para que alcance cierta distancia, o la distancia recorrida en un determinado número de ciclos. Si la velocidad de crecimiento (razón) es da/dN , la distancia Δa recorrida en ΔN ciclos está dada como $\Delta a = \left(\frac{da}{dN} \right) \cdot \Delta N$, similarmente, el número de ciclos para recorrer una distancia Δa es

$$\Delta N = \frac{\Delta a}{\left(\frac{da}{dN} \right)}$$

Cuando la velocidad del automóvil es constante, la integración se hace en un solo paso. Sin embargo, si la velocidad es variable tenemos que integrar en pequeños pasos, llámese los períodos durante los cuales la velocidad es aproximadamente constante. En analogía, cuando la razón de la grieta varía tenemos que llevar a cabo la integración del crecimiento de la grieta en pequeños pasos. La razón de la grieta siempre varía ya que esta se incrementa con el tamaño de la grieta. Cuando la carga es de amplitud variable, la razón también varía debido a la variación de $\Delta \sigma$. Como consecuencia, la integración tiene que ser llevada a cabo en pasos de 1 ciclo si la carga en todos los ciclos es diferente.

Debido a que el cálculo tiene que ser repetido muchas veces (tantas veces como ciclos existan), es necesario el uso de una computadora (integración numérica).

7.5.2 Integración numérica de la ecuación de razón de crecimiento de la grieta. Construcción de la gráfica de crecimiento subcrítico de la grieta.

El procedimiento de la integración numérica se ilustra en el siguiente ejemplo numérico:

Ejemplo 3:

Consideremos una grieta estructural hipotética como se muestra en la Fig. 25 a). De un manual de factor de intensidad de tensiones podemos determinar β que puede estar dada como se muestra en la Fig. 25 b), la cual puede ser representada como $\beta = 1.12 + \left(\frac{a}{B}\right)^2$ (Recuerde que este es un ejemplo hipotético).

En la Fig. 25 c) se dan los datos de la razón de crecimiento para un material la cual para $r = 0$ puede ser representada como $da/dN = 6.17 \cdot 10^{-10} (\Delta K)^3$. La carga es de amplitud variable con $r = 0$, como se muestra en la Fig. 25 d). El cálculo del crecimiento de la grieta se comienza para un tamaño de grieta de $a = 1.9$ cm.

El rango de tensión en los dos primeros ciclos es: $\Delta\sigma = 14.3$ kN/cm². El rango del factor de intensidad de tensiones es:

$$\Delta K = \beta \cdot \Delta\sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} = \left[1.12 + \left(\frac{1.9}{10.2}\right)^2 \right] \cdot 14.3 \cdot \sqrt{1.9 \cdot \pi} = 40.34 \text{ kN/cm}^2 \cdot \sqrt{\text{cm}}$$

La razón de crecimiento de la grieta es:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K^n = 6.17 \cdot 10^{-10} (\Delta K)^3 = 4.05 \cdot 10^{-5} \text{ cm/ciclo}$$

la cantidad de crecimiento de la grieta en los dos primeros ciclos:

$$\Delta a = 2 \, da/dN = 2 \cdot 4.05 \cdot 10^{-5} = 0.000081 \text{ cm}$$

El nuevo tamaño de grieta será:

$$a = a + \Delta a = 1.9 + 0.000081 = 1.900081 \text{ cm}$$

La tensión en el tercer ciclo es $\Delta\sigma = 27.5$ kN/cm²

$$\Delta K = \left[1.12 + \left(\frac{1.900081}{10.2} \right)^2 \right] \cdot 27.5 \cdot \sqrt{1.900081 \cdot \pi} = 77.6 \text{ kN/cm}^2 \cdot \sqrt{\text{cm}}$$

$$da/dN = 6.17 \cdot 10^{-10} (77.6)^3 = 2.883 \cdot 10^{-4} \text{ cm/ciclo}$$

$$\Delta a = 1 \cdot 2.883 \cdot 10^{-4} = 0.0002883 \text{ cm}$$

$$a = a + \Delta a = 1.900081 + 0.0002883 = 1.9003693 \text{ cm , etc.}$$

Como se muestra en el ejemplo, se pueden tomar juntos ciclos sucesivos de igual rango, cuando son pocos. Si son muchos, deben ser integrados separadamente ya que el crecimiento de la grieta en todos los ciclos se incrementa y por lo tanto, ΔK y da/dN también.

Si los ciclos se toman juntos da/dN no cambia y se introduce un error. Si se mezclan muchos ciclos el error se convierte en inaceptable.

Si el crecimiento de la grieta es de amplitud constante, el procedimiento de integración puede simplificarse. Para amplitud de carga constante $\Delta\sigma = 14.3 \text{ kN/cm}^2$, la integración en el ejemplo anterior se debe llevar a cabo por pasos de, por ejemplo, 1 % del tamaño de la grieta.

Así por ejemplo:

Inicialmente, $a = 1.9 \text{ cm}$, $N = 0$ ciclos

$$\Delta a = 0.01 \cdot 1.9 = 0.019 \text{ (incrementado 1\%)}$$

$$\Delta K = \left[1.12 + \left(\frac{1.9}{10.2} \right)^2 \right] \cdot 14.3 \cdot \sqrt{1.9 \cdot \pi} = 40.34 \text{ kN/cm}^2 \cdot \sqrt{\text{cm}}$$

$$da/dN = 6.17 \cdot 10^{-10} (40.34)^3 = 4.05 \cdot 10^{-5} \text{ cm/ciclo}$$

$$\Delta N = \frac{\Delta a}{\left(\frac{da}{dN} \right)} = \frac{0.019}{4.05 \cdot 10^{-5}} = 469 \text{ ciclos}$$

$$a = a + \Delta a = 1.9 + 0.019 = 1.919 \text{ cm}$$

$$\Delta a = 0.01 \cdot 1.919 = 0.01919 \text{ (1\%)}$$

$$\Delta K = \left[1.12 + \left(\frac{1.919}{10.2} \right)^2 \right] \cdot 14.3 \cdot \sqrt{1.919 \cdot \pi} = 40.57 \text{ kN/cm}^2 \cdot \sqrt{\text{cm}}$$

$$da/dN = 6.17 \cdot 10^{-10} (40.57)^3 = 4.12 \cdot 10^{-5} \text{ cm/ciclo}$$

$$\Delta N = \frac{\Delta a}{\left(\frac{da}{dN} \right)} = \frac{0.01919}{4.12 \cdot 10^{-5}} = 466 \text{ ciclos}$$

$$a = a + \Delta a = 1.919 + 0.01919 = 1.93819 \text{ cm}$$

$$\Delta a = 0.01 \cdot 1.93819 = 0.0193819, \text{ etc.}$$

Ya que los pasos son del orden del 1% del tamaño de grieta, se puede obtener buena exactitud. Para aplicaciones generales, sin embargo, se requiere un procedimiento de integración más sofisticado.

Ejemplo 4 Ejemplo de Aplicación. Fractura Mecánica lineal Elástica.

Planteamiento del problema

Un tanque de almacenamiento de un producto químico tóxico pero no altamente inflamable sufrió una fractura completa de un cordón de soldadura (Fig. 1 a), derramando todo su contenido. Después

de un detallado examen de la zona de la falla se concluyó que existía un defecto en el cordón de soldadura lo cual precipitó la fractura del mismo (Fig. 1 b).

La falla tuvo lugar en la región Noreste de Estados Unidos en una mañana de Enero cuando en una estación meteorológica cercana se registraba una temperatura de -20°F (-28.9°C). La compañía tiene aproximadamente 100 tanques del mismo diseño en diferentes partes de los Estados Unidos.

El costo total del incidente, incluyendo los gastos de la reparación fue de 2 millones de USD.

- 1- ¿A que costo puede ser razonablemente prevenida la recurrencia del incidente?
- 2- ¿Qué plan de medidas debe implementarse para evitar la recurrencia del hecho?

Solución

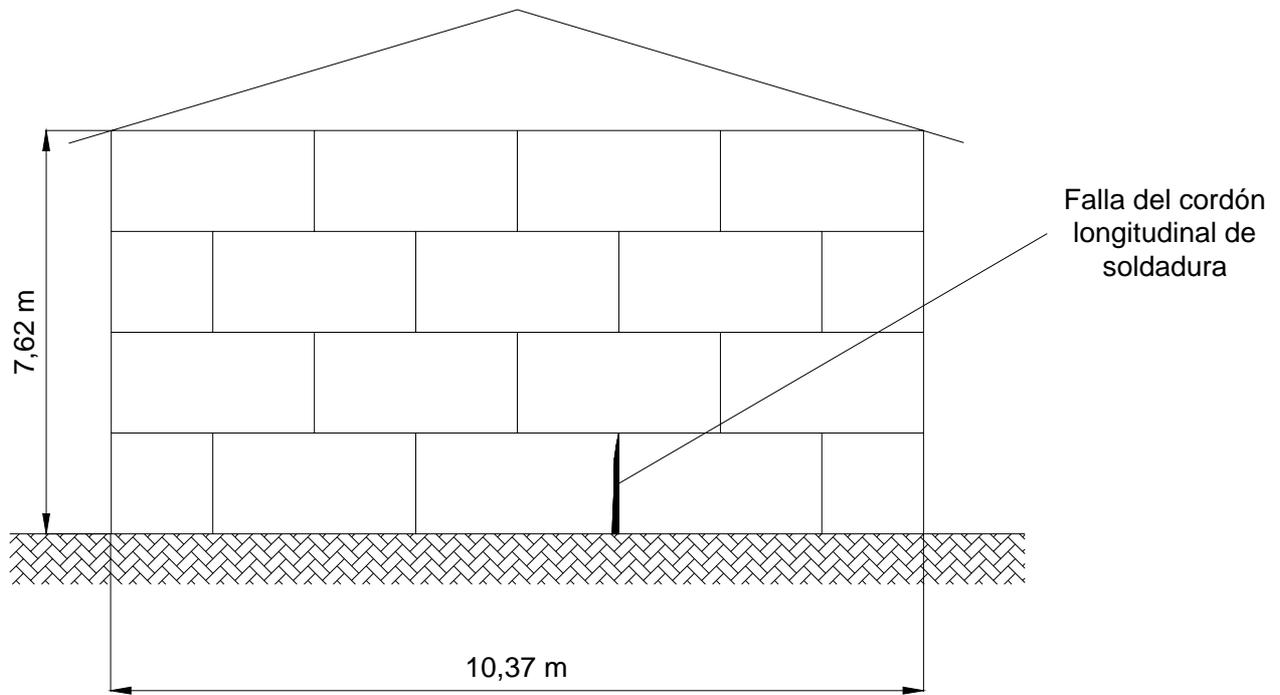
a) Investigación de las condiciones medioambientales, condiciones de carga y explotación y cálculo de las tensiones de trabajo de los cordones de soldadura.

El producto químico almacenado es no corrosivo y no contiene cantidades medibles de impurezas tales como iones de Cl^- o similares, por lo que la posibilidad de que la grieta fuera condicionada por un proceso de corrosión bajo tensión fue descartada.

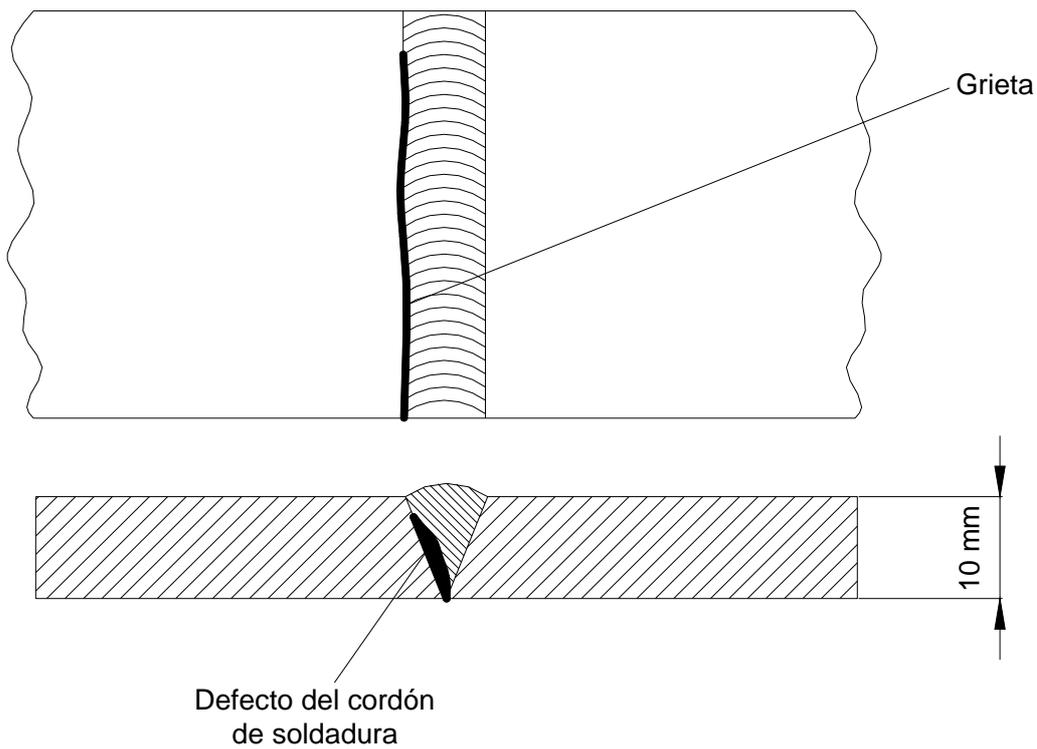
La investigación de las condiciones climáticas de las regiones donde están instalados los tanques de la compañía arrojó que la temperatura más baja posible es de -45°F ($-42,8^{\circ}\text{C}$) en las regiones del norte y la temperatura mas alta es de 150°F ($65,6^{\circ}\text{C}$) en las áreas expuestas al sol en las regiones del sur. El tanque se carga una vez por mes, o sea, 12 veces por año y se espera una vida útil de 50 años.

La investigación de las posibles cargas sobre las paredes del tanque arrojó los siguientes aspectos:

El producto químico almacenado puede expandirse libremente térmicamente en la parte superior del tanque, por lo que, la posible presurización debido a la expansión térmica se descartó. Por lo tanto, se consideró solamente la presión hidrostática originada por la columna de líquido. Se analizaron y descartaron también las cargas originadas por la presión del viento, la posible carga de nieve sobre el techo del tanque y su propio peso. Sin embargo dada la rigidez de la fijación de la base del tanque se propuso considerar las tensiones térmicas originadas por las contracciones al disminuir la temperatura lo cual origina tensiones térmicas de tracción en los cordones longitudinales que se superponen a la presión.



a) Esquema y dimensiones generales del tanque y posición de la falla.



b) Esquema de la grieta y del defecto de la soldadura.

Fig. 1 Esquema del tanque y de la grieta y el defecto de la soldadura

Para el cálculo de las tensiones se investigó el peso específico del líquido, el cual arrojó un valor medio de $0,029 \text{ lb/plg}^3$ ($0.84 \times 10^{-3} \text{ kgf/cm}^3$). La Presión hidrostática en el fondo del tanque era:

$$p = \rho \cdot h = 0.84 \cdot 10^{-3} \cdot 762 = 0.613 \quad \text{kgf / cm}^2$$

La tensión circunferencial (longitudinal) de tracción, debida a la presión hidrostática en los cordones longitudinales, teniendo en cuenta que el radio del tanque $R = 518.5 \text{ cm}$ y el espesor de la pared $\delta = 1 \text{ cm}$ es:

$$\sigma_p = \frac{p \cdot R}{\delta} = \frac{0.613 \cdot 518.5}{1} = 317.8 \quad \text{kgf / cm}^2$$

Para el cálculo de las tensiones se investigó que el tanque fue instalado en época de verano a una temperatura media de 70°F (21.1°C) y en el momento de la falla la temperatura era de -28.9°C por lo que la diferencia de temperatura con relación a la de montaje era de $\Delta t = 21.1 - (-28.9) = 50^\circ\text{C}$

Asumiendo una restricción total a las contracciones térmicas y tomando para el acero:

$E = 2 \cdot 10^6 \text{ kgf / cm}^2$ y $\alpha = 12 \cdot 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$, la tensión debido a esta causa pudo alcanzar el valor de:

$$\sigma_t = E \cdot \alpha \cdot \Delta t = 2 \cdot 10^6 \cdot 12 \cdot 10^{-6} \cdot 50 = 1200 \quad \text{kgf / cm}^2$$

La tensión resultante es:

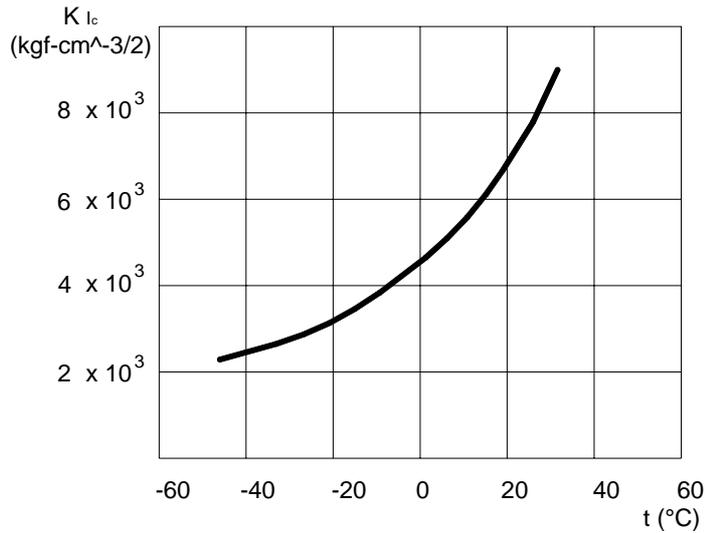
$$\sigma_r = \sigma_p + \sigma_t = 317.8 + 1200 = 1517.8 \quad \text{kgf / cm}^2$$

b) Investigación de las propiedades del material.

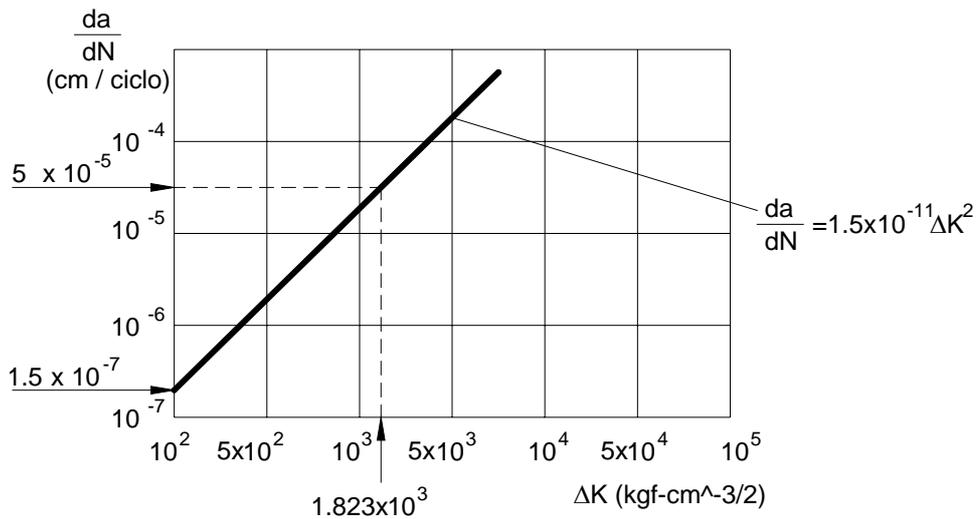
Las propiedades del material desde el punto de vista de la Mecánica de la Fractura eran desconocidas por lo que se decidió cortar 15 probetas que contenían el cordón longitudinal. De estas 14 fueron ensayadas para obtener la tenacidad del material como una función de la temperatura y la restante se empleó para conocer las propiedades de propagación de la grieta por fatiga. Los resultados de los ensayos se muestran en la Fig. 2 a) y b)

Para que los ensayos cumplan los requerimientos de deformación plana tiene que cumplirse que:

$$t \geq 2,5 \left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_f} \right)^2$$



a) Tenacidad a la fractura en función de la temperatura.



b) Razón de crecimiento de la grieta por fatiga.

Fig. 2. Datos experimentales del material.

Los datos disponibles del material indican que la tensión de fluencia en el rango de temperatura bajo cero en que se produjo la falla es de $\sigma_f \cong 3000 \text{ kgf/cm}^2$. Como los ensayos se realizaron con probetas de 1 cm de espesor se despejó, de la ecuación anterior el máximo valor de K_{Ic} que pudiera ser válido. O sea:

$$K_{Ic} \leq \sqrt{\frac{t \cdot \sigma_f^2}{2,5}} = \sqrt{\frac{1(3000)^2}{2,5}} = 1897,4 \quad \text{kgf} / \text{cm}^2$$

Los valores de la tenacidad a la fractura obtenidos en los ensayos experimentales son todos mayores que este valor, o sea, no se cumplen los requerimientos de la deformación plana, sin embargo, como los valores experimentales fueron obtenidos con probetas del mismo espesor que la construcción real ellos reflejan (en al menos cierto grado) la tenacidad a la fractura del material para dicho espesor y por lo tanto pueden ser utilizados para el análisis de este problema en particular, verificando que las probetas hayan fallado por desarrollo progresivo de la grieta y no por colapso de la sección neta.

En la investigación de los aspectos relacionados con la soldadura en la zona de la grieta que podrían haber determinado o inducido en la fractura se pudo precisar que en la soldadura existía un defecto correspondiente a una zona de pobre fusión en el borde interior del cordón como se muestra en la Fig. 3 b) y cuyas dimensiones eran de longitud 3 cm y profundidad 3 mm = 0.3 cm, el cual podía ser considerado como un defecto superficial elíptico tal como se representa en la Fig. 3.

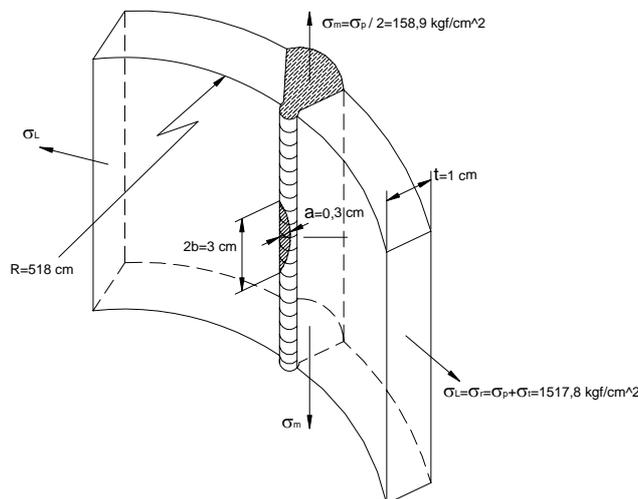


Fig. 3 Localización, dimensiones y estado tensional del defecto localizado en la soldadura del tanque.

c) Análisis de la fractura.

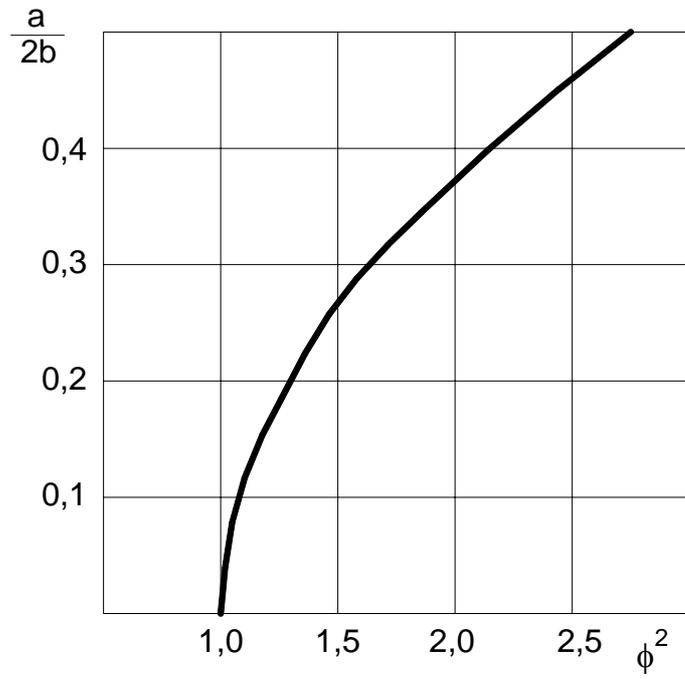
Se evaluó inicialmente la posibilidad de que el mencionado defecto de la soldadura fuese la causa directa de la fractura. La expresión para el cálculo del factor de intensidad de tensiones K_I para el caso de un defecto semielíptico superficial en una placa sometida a tracción aparece en el caso No. 24 del presente material:

$$K_I = \beta \cdot \sigma \sqrt{\pi \cdot a}$$

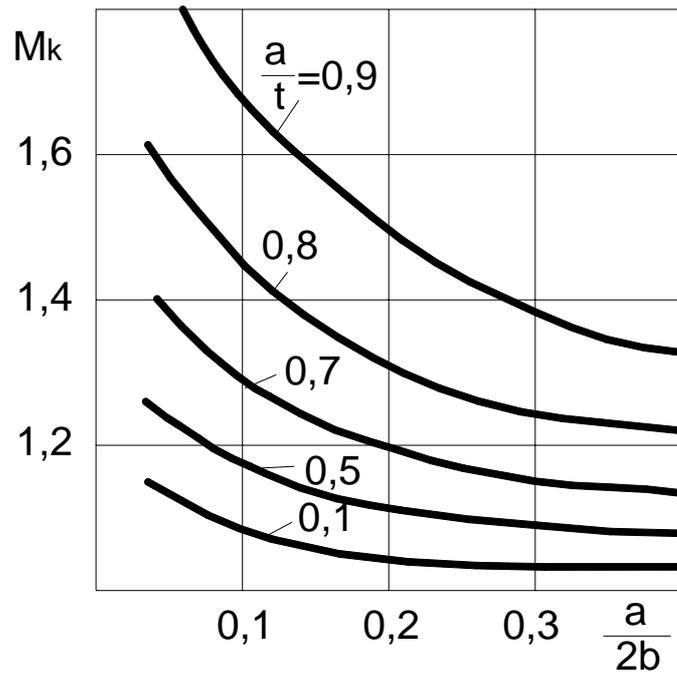
Donde:

$$\beta = \frac{1,12 \cdot M_k \left(\frac{a}{t}; \frac{a}{2b} \right)}{\phi \left(\frac{a}{2b} \right)} \cdot \left(\text{Sen}^2 \varphi + \frac{a^2}{b^2} \cdot \text{Cos}^2 \varphi \right)^{\frac{1}{4}}$$

Los valores de M_k y Φ se obtienen de las gráficas de la Fig. 4



a)



b)

Fig. 4 Valores de $\phi^2 = f\left(\frac{a}{2b}\right)$ y de $M_k\left(\frac{a}{t}; \frac{a}{2b}\right)$

El valor de $\phi^2 = f\left(\frac{a}{2b}\right)$. Para $\frac{a}{2b} = \frac{0,3}{3} = 0,1$, del gráfico 2.7.4 a) se obtiene que $\phi^2 = 1,1$ de donde $\phi \cong 1,05$.

El valor de $M_k = f\left(\frac{a}{t}; \frac{a}{2b}\right)$. Para $\frac{a}{2b} = 0,1$ y $\frac{a}{t} = \frac{0,3}{1} = 0,3$ se obtiene de la gráfica 2.7.4 b) que $M_k = 1,16$

Para $\phi = \frac{\pi}{2}$ (punto más profundo del defecto) se obtiene que:

$$\beta = \frac{1,12 \cdot 1,16}{1,05} = 1,237$$

En la realidad el caso que se tiene es un defecto semiélliptico superficial bajo un estado tensional plano σ_L, σ_m , sin embargo teniendo en cuenta que $\sigma_m \ll \sigma_L$, se puede tomar el valor de β obtenido para el defecto semiélliptico sometido a un estado uniaxial $\sigma_L = 1517,8 \text{ kgf/cm}^2$, $\sigma_m = 0$ (caso No. 24)

Calculando el valor de K_I se obtiene que:

$$K_I = \beta \cdot \sigma_L \sqrt{\pi \cdot a} = 1,237 \cdot 1517,8 \sqrt{\pi \cdot 0,3} = 1823,2 \text{ kgf} - \text{cm}^{-3/2}$$

Este valor es inferior que el valor experimental obtenido de K_{Ic} para la temperatura de la falla ($t = 28,9 \text{ }^\circ\text{C}$) el cual está alrededor de $K_{Ic} = 2700 \text{ kgf} - \text{cm}^{-3/2}$, aunque este valor no fue obtenido para la deformación plana y la tenacidad a la deformación plana es menor que la que fue medida con el espesor de 10 mm. No obstante se consideró que era posible también la presencia de alguna tensión residual complementaria que propiciara el desarrollo del defecto superficial hasta convertirlo en una grieta pasante, o que también pudiera existir una zona local de más baja tenacidad que contribuyera a que esto ocurriera.

Se evaluó entonces que ocurriría si el defecto superficial se convirtiera en una grieta pasante de dimensión $2a = 2b = 3\text{cm}$

El factor de intensidad de tensiones para el caso de una grieta longitudinal pasante en un recipiente de pared delgada bajo presión interior es:

$$K_{Ip} = \beta \cdot \sigma_p \sqrt{\pi \cdot a}$$

Donde:

$$\beta = \left(1 + 1,61 \cdot \frac{a^2}{R \cdot t} \right)^{1/2} \quad \text{y} \quad \sigma_p = \sigma_L = \frac{p \cdot R}{t}$$

R – Radio del recipiente, t – Espesor de la pared y p – Presión interior.

Este valor de β solo es aplicable para el caso de recipientes presurizados. Para el factor de intensidad de tensiones debido a las tensiones térmicas se puede tomar $\beta = 1$

Aplicando la superposición en el caso de la grieta pasante tomando en cuenta la tensión debida a la presión σ_p y las tensiones térmicas σ_t , se tiene que:

$$K_I = K_{Ip} + K_{It} = \left(1 + 1,61 \cdot \frac{a^2}{R \cdot t} \right)^{1/2} \cdot \sigma_p \sqrt{\pi \cdot a} + \sigma_t \sqrt{\pi \cdot a}$$

Sustituyendo los valores numéricos en esta expresión:

$$a = 1,5 \text{ cm}, \quad R = 518 \text{ cm}, \quad t = 1 \text{ cm}, \quad \sigma_p = 317,8 \text{ kgf/cm}^2 \quad \text{y}$$

$$\sigma_t = 1200 \text{ kgf/cm}^2$$

$$K_I = \left(1 + 1,61 \cdot \frac{1,5^2}{518 \cdot 1} \right)^{1/2} \cdot 317,8 \sqrt{\pi \cdot 1,5} + 1200 \sqrt{\pi \cdot 1,5} = 3297,3 \text{ kgf} \cdot \text{cm}^{-3/2} \text{ el}$$

está por encima de la tenacidad a la fractura medida para el material a la temperatura de la falla $t = -28,9^\circ \text{C}$, o sea, $K_{Ic} = 2700 \text{ kgf} \cdot \text{cm}^{-3/2}$

Se concluye entonces que la fractura ocurrió una vez que el defecto superficial se extendió en forma de grieta a través de todo el espesor. Las tensiones residuales se reducen en la medida que la grieta se extiende.

Con el objetivo de disponer de suficiente información para la elaboración del plan de medidas se calculó el factor de intensidad de tensiones para diferentes tamaños de grietas y para diferentes localizaciones de la misma en el tanque. Para ello se supuso que no solo la presión es proporcional a la altura de la columna de líquido, sino que las tensiones térmicas disminuyen linealmente con la altura, ya que la restricción total a las dilataciones térmicas solo existe en el fondo del tanque. Las

tensiones provocadas por la presión y las tensiones térmicas para $h = 0$, $h = \frac{1}{3}H$, $h = \frac{2}{3}H$, $h = H$ son:

Altura (cm.) Tensión	0	254	508	762
$\sigma_p - \text{kgf} / \text{cm}^2$	317,80	211,87	105,93	0
$\sigma_t - \text{kgf} / \text{cm}^2$	1200,00	800,00	400,00	0

Para estos valores de tensión se calculó el factor de intensidad de tensiones K_I para diferentes tamaños de la grieta. Los resultados obtenidos aparecen reflejados en la Tabla 2.

h - cm. 2a - cm.	0	254	508
3,0	3297,3	2197,4	1098,7
6,0	4673,2	3116,0	1558,0
9,0	5744,0	3668,0	1915,0
12,0	6662,4	4441,6	2221,0

Para poder realizar una interpolación visual rápida de estos resultados los mismos se plotearon en una gráfica K_I vs. 2a (Fig. 5)

De este gráfico se aprecia fácilmente que para la tenacidad a la fractura obtenida experimentalmente en el material para $t \geq 0^\circ C$, donde $K_{Ic} = 4700 \text{kgf} - \text{cm}^{-3/2}$ se puede soportar una grieta pasante de 6 cm. De longitud por lo que se puede concluir que para aquellos tanques que están ubicados en regiones donde la temperatura ambiente sea mayor que $t = 0^\circ C$, la probabilidad de fractura a partir de un pequeño defecto o de una micro-grieta es prácticamente nula. Para $t = -10^\circ C$ se puede soportar una grieta pasante de 3cm. También improbable.

Para confirmar este razonamiento se evaluó que grado de crecimiento se puede producir producto de la variación de las tensiones provocadas por el vaciado y el llenado del tanque (50 años) suponiendo que existiera un defecto semi-elíptico como el que produjo la falla del tanque.

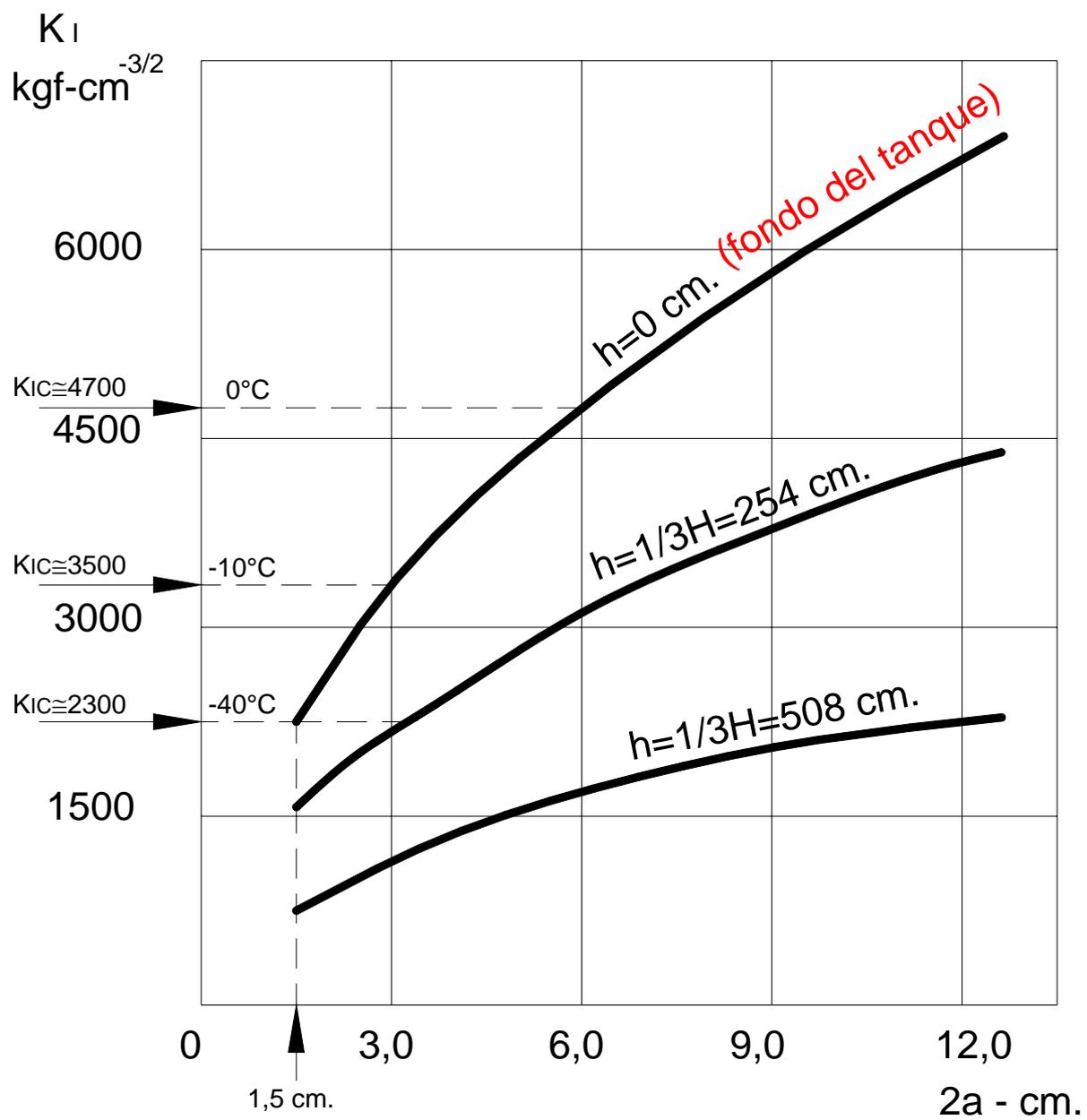


Fig. 5. Valores de K_I para diferentes alturas y tamaño de grietas.

Con el tanque vacío la tensión provocada por la acción hidrostática del líquido es nula $\sigma = 0$ y con el tanque lleno se evaluó anteriormente $\sigma_p = 317.8 \text{ kgf/cm}^2$, o sea, que para un ciclo de llenado-vaciado $\Delta\sigma = 317.8 \text{ kgf/cm}^2$ y $\Delta K_I = \beta \cdot \Delta\sigma \sqrt{\pi \cdot a} = 1,237 \cdot 317,8 \sqrt{\pi \cdot 0,3} = 381,7 \text{ kgf} - \text{cm}^{-3/2}$

Calculando la razón de crecimiento de la grieta por la ecuación obtenida

$$\frac{da}{dN} = 1,5 \cdot 10^{-11} \cdot \Delta K^2 = 1,5 \cdot 10^{-11} (381,7)^2 = 7 \cdot 10^{-6} \text{ cm/ciclo}$$

El tanque se vacía y se llena 12 veces/año por lo que en 50 años se producirán 600 ciclos. El crecimiento de la grieta en este período es de (considerando constante en el tiempo la razón de crecimiento):

$$\Delta a = \frac{da}{dN} \cdot \Delta N$$

$$\Delta a = 7 \cdot 10^{-6} \cdot \Delta N = 7 \cdot 10^{-6} \cdot 600 = 4,2 \cdot 10^{-4} \text{ cm}$$

lo cual es despreciable.

Si se analiza la variación de las tensiones térmicas producto de la variación de la temperatura del invierno al veraneen las regiones como en la que se produjo la avería se puede estimar una variación máxima de la temperatura ambiente $\Delta t = 64^\circ C$, tomando en cuenta condiciones bien severas, lo cual corresponde a una amplitud de las tensiones térmicas $\Delta\sigma = E \cdot \alpha \cdot \Delta t = 2 \cdot 10^6 \cdot 12 \cdot 10^{-6} \cdot 64 = 1536 \text{ kgf/cm}^2$ y la variación del factor de intensidad de tensiones por esta causa

$$\Delta K_I = \beta \cdot \Delta\sigma \sqrt{\pi \cdot a} = 1,237 \cdot 1536,8 \sqrt{\pi \cdot 0,3} = 1845 \text{ kgf} - \text{cm}^{-3/2}$$

La razón de crecimiento en este caso

$$\frac{da}{dN} = 1,5 \cdot 10^{-11} \cdot \Delta K^2 = 1,5 \cdot 10^{-11} (1845)^2 = 0,5 \cdot 10^{-4} \text{ cm/ciclo}$$

Esta variación de temperatura se produce una vez por año, de aquí que en 50 años el total de ciclos será $\Delta N = 50$ ciclos y el crecimiento de la grieta en ese período será:

$$\Delta a = \frac{da}{dN} \cdot \Delta N$$

$$\Delta a = 0,5 \cdot 10^{-6} \cdot \Delta N = 7 \cdot 10^{-4} \cdot 50 = 0,025 \text{ cm}$$

Lo cual es extremadamente pequeño.

Se concluye por lo tanto que la posibilidad del crecimiento subcrítico de la grieta a partir de un defecto de la soldadura para los niveles de tensiones habituales del tanque es prácticamente improbable, si el defecto es de dimensiones similares al observado en este caso.

Sin embargo se analizó que para las regiones frías donde la temperatura puede alcanzar los valores más bajos ($t = -42,8^\circ C$), la tensión resultante puede alcanzar valores del orden de:

$$\sigma_r = \sigma_p + \sigma_t = 317,8 + 1536 = 1853,8 \text{ kgf/cm}^2$$

y un defecto como el analizado implica que:

$$\Delta K_I = \beta \cdot \Delta \sigma \sqrt{\pi \cdot a} = 1,237 \cdot 1853,8 \sqrt{\pi \cdot 0,3} = 2226 \text{ kgf} - \text{cm}^{-3/2}$$

Valor que es del orden de la tenacidad a la fractura observada experimentalmente para el material a estas bajas temperaturas (Ver Fig. 2 a)

Con los resultados obtenidos en el análisis realizado se elaboró el siguiente plan de medidas.

d) Plan de de control para prevenir la ocurrencia del hecho.

1. Ninguna acción sobre aquellos tanques ubicados en regiones desde la temperatura $t \geq -10^\circ C$. En este caso la tenacidad del material es tal que puede soportar la presencia de una grieta pasante de 3 cm., lo cual es absolutamente improbable dados los métodos de control que se emplean durante la construcción de los mismos y la imposibilidad que un determinado defecto pueda crecer hasta esa magnitud. El número de tanques en estas condiciones es de 85, o sea, solo 15 tanques están ubicados en regiones más frías y de ellos solo 3 están ubicados en regiones donde la temperatura es inferior a los $-20^\circ C$. Todas las restantes medidas se refieren por lo tanto a estos 15 tanques.
2. Inspección total de todos los cordones longitudinales en el tercio inferior de estos 15 tanques utilizando Rayos X (total 5 tanques equivalente)
3. Todos los defectos detectados en estos 15 tanques deben ser reparados, o sea, esmerilados con piedra y soldados nuevamente, controlando la calidad de nuevo con Rayos X.
4. En los 3 tanques que están en las regiones más frías en el cuatrimestre de Diciembre a Marzo, período en el cual pueden producirse las temperaturas más bajas, inferiores a los $-20^\circ C$, los tanques deben ser llenados hasta 2/3 de su altura. Esto provocará una caída de la tensión que permitirá que una grieta pasante de 3 cm. Pueda ser soportada aun en las condiciones de temperaturas más bajas. Si todos los defectos de los cordones inspeccionados fueran eliminados con este plan de control no debían ocurrir fallas posteriores, no obstante, para tomar en cuenta la posible heterogeneidad del material y las posibles tensiones residuales no cuantificadas se propuso la siguiente medida complementaria.

5. Realizar a los 15 tanques el control con Rayos X al 50% de los cordones longitudinales del tercio inferior una vez al año en el momento en que los tanques estén vacíos y reparar los defectos. Deben rotarse los cordones de un año al otro. (total 2,5 tanques equivalentes por año)

e) Estimado de gastos para prevenir la recurrencia.

Gastos del primer año

- Costo de la investigación y elaboración del plan de control. _____ 30 000 USD
- Costo de inspección con Rayos X (1 hombre – año equivalente) _____ 36 000 USD
- Costo de reparación de defectos (1/4 hombre – año equivalente). _____ 9 000 USD
- Pérdidas anuales estimadas por déficit de almacenamiento _____ 15 000 USD

Total de gastos primer año. _____ 90 000 USD

Gastos anuales para mantenimiento del plan de control.

- Costo de mantenimiento del plan $\left(\frac{36000}{2} + \frac{9000}{8} + 15000 \right) = 34125 \quad USD$

(La inversión se redujo al 50%, la reparación de defectos a un 12,5 % y las pérdidas al 100%)

En la vida útil de 50 años el costo total es de 1 762 125 USD inferior a los 2 millones mínimo de recurrencia.

Ejemplo 5 Ejemplo de Cálculo de Crecimiento Subcrítico de la Grieta.

Planteamiento del Problema

Se está diseñando un recipiente presurizado tal como se muestra en la Fig. 1 a), las dimensiones de proyecto se muestran en la misma. La falla de dicho recipiente puede provocar daños considerables que pueden incluir la pérdida de vidas humanas. Se requiere reducir a prácticamente cero la probabilidad de falla del recipiente producto de la posibilidad de la existencia de microgrietas o defectos.

La presión interior del recipiente fluctúa aproximadamente entre los valores $p_{\max}=20 \text{ kgf/cm}^2$ y $p_{\min}=10 \text{ kgf/cm}^2$ con una frecuencia de 1 ciclo cada 15 minutos. La presión límite del sistema está regulada con válvula de seguridad en un valor $p_{\text{lim}}=26 \text{ kgf/cm}^2$. La vida útil del recipiente es de 10 años. Elabore un conjunto de recomendaciones que abarquen el diseño, la fabricación y la explotación que garantice la ausencia de fallas del recipiente en su vida útil.

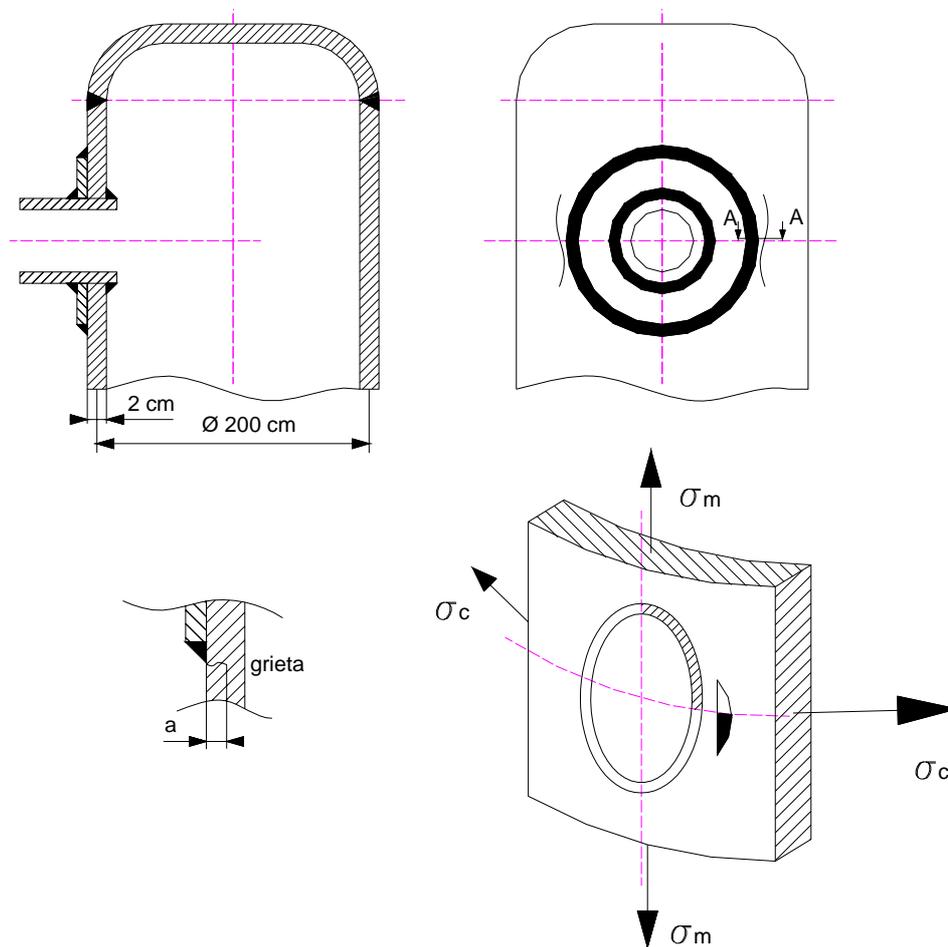


Fig. 1. Esquema y dimensiones del recipiente y posible zona de aparición de grietas superficiales y forma de la grieta supuesta.

Solución:

La relación espesor de la pared al radio del recipiente $\frac{t}{R} = \frac{2}{100} = 0,02$ es muy pequeña, de aquí que el recipiente puede ser considerado como una bóveda de paredes delgadas. Las tensiones pueden calcularse por la ecuación de Laplace. En los planos longitudinales, las tensiones son el doble de las que surgen en las secciones transversales o planos meridionales. De donde:

$$\sigma_{cmax} = p_{max} \cdot \frac{R}{t} = \frac{20 \cdot 100}{2} = 1000 \text{ kgf/cm}^2$$

$$\sigma_{cmin} = p_{min} \cdot \frac{R}{t} = \frac{10 \cdot 100}{2} = 500 \text{ kgf/cm}^2$$

$$r = \frac{\sigma_{cmin}}{\sigma_{cmax}} = \frac{500}{1000} = 0,5$$

La variación de las tensiones:

$$\Delta\sigma = \sigma_{cmax} - \sigma_{cmin} = 1000 - 500 = 500 \text{ kgf/cm}^2$$

La presión límite del sistema es $p_{lim}=26 \text{ kgf/cm}^2$. La tensión límite máxima en la pared del recipiente será:

$$\sigma_{clim} = p_{lim} \cdot \frac{R}{t} = \frac{26 \cdot 100}{2} = 1300 \text{ kgf/cm}^2$$

El material del recipiente es acero inoxidable de alta resistencia cuyo límite de fluencia es $\sigma_f = 5700 \text{ kgf/cm}^2$ y su tenacidad a la fractura bajo condición de deformación plana es $K_{Ic} = 4250 \text{ kgf/cm}^2 \text{ cm}^{1/2}$. Los datos acerca de la razón de crecimiento de la grieta para un acero similar fueron encontrados en la literatura disponible y pueden ser descritos por la ecuación:

$$\frac{da}{dN} = \frac{10^{-11} \cdot \Delta K^2}{(1-r)^2} \text{ cm/ciclo}$$

Se comprobó primero el espesor requerido en la pared del recipiente para que sean aplicables las consideraciones de la deformación plana.

$$t \geq 2,5 \cdot \left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_{ys}} \right)^2 = 2,5 \cdot \left(\frac{4250}{5700} \right)^2 = 1,4 \text{ cm}$$

Se cumplen estas condiciones ya que $t=2 \text{ cm} > 1,4 \text{ cm}$.

Se considera que las secciones más probables para la aparición de microgrietas son las secciones longitudinales contiguas a los cordones de soldadura de la placa de refuerzo del orificio para la conexión de la tubería a causa de la presencia del concentrador de tensiones de la soldadura, tal como se muestra en la Fig. 2.

Se considera que por ser el cordón de soldadura exterior las microgrietas pueden aparecer de forma semielíptica en la superficie exterior (caso 24 del folleto) para las cuales:

$$\beta_{grieta} = 1,12 \cdot \frac{M_k}{\phi} \text{ para } \phi = \pi/2 \text{ punto más profundo.}$$

La situación más crítica en el inicio de este tipo de grietas es cuando pueden aparecer un número grandes de microgrietas próximas una a la otra y pueden unirse formando una microgrieta de muy pequeña profundidad y gran longitud, o sea, $\frac{a}{2b} \rightarrow 0$. En este caso, el coeficiente ϕ toma el valor menor posible $\phi = 1$. Esta razón entre a y b se considera constante durante todo el proceso de crecimiento de la grieta. En la literatura especializada de Mecánica de la Fractura se reporta un valor de β suplementario por la presencia de la concentración de tensiones en la soldadura $\beta_{sold} = 1,3$. Se introducirá entonces este factor para tomar en cuenta este efecto en el incremento local de la tensión en esta zona. Aplicando entonces el principio de la composición:

$$K_I = \beta_{sold} \cdot \beta_{grieta} \cdot \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a}$$

Para $\beta_{sold} = 1,3$, $\beta_{grieta} = 1,12 \cdot \frac{M_k}{\phi}$ con $\phi = 1$, se tiene que, la condición de fractura será:

$$K_I = 1,3 \cdot 1,12 \cdot M_k \cdot \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} = K_{Ic}$$

De donde se puede despejar la tensión de fractura σ_c o resistencia residual. O sea:

$$\sigma_c = \frac{K_{Ic}}{1,46 \cdot M_k \cdot \sqrt{\pi \cdot a_c}}$$

En la Tabla 1 se dan los valores de la Tensión Crítica σ_c obtenida para diferentes valores del tamaño de la grieta crítica a_c .

Tabla 1. Valores de la Tensión Crítica para diferentes valores de a_c .				
a_c cm	$\sqrt{\pi \cdot a_c}$	a/t	M_k	σ_c kgf/cm ²
0,25	0,887	0,125	1,17	2 805
0,50	1,253	0,250	1,20	1 936
0,75	1,535	0,375	1,23	1 542
1,00	1,773	0,500	1,27	1 293
1,25	1,982	0,625	1,35	1 088
1,50	2,171	0,750	1,50	894
1,75	2,345	0,875	1,75	710

La curva de resistencia residual y la aproximación a la tangente para el caso de pequeñas grietas aparecen ploteadas en la Fig. 2.

De la curva de resistencia residual se obtiene que para la tensión límite máxima a la que puede trabajar el recipiente es $\sigma_{lim} = 1\ 300$ kgf/cm², una grieta semielíptica superficial de profundidad $a_c = 0,95$ cm provocará la fractura del recipiente.

Gráfico de Resistencia Residual

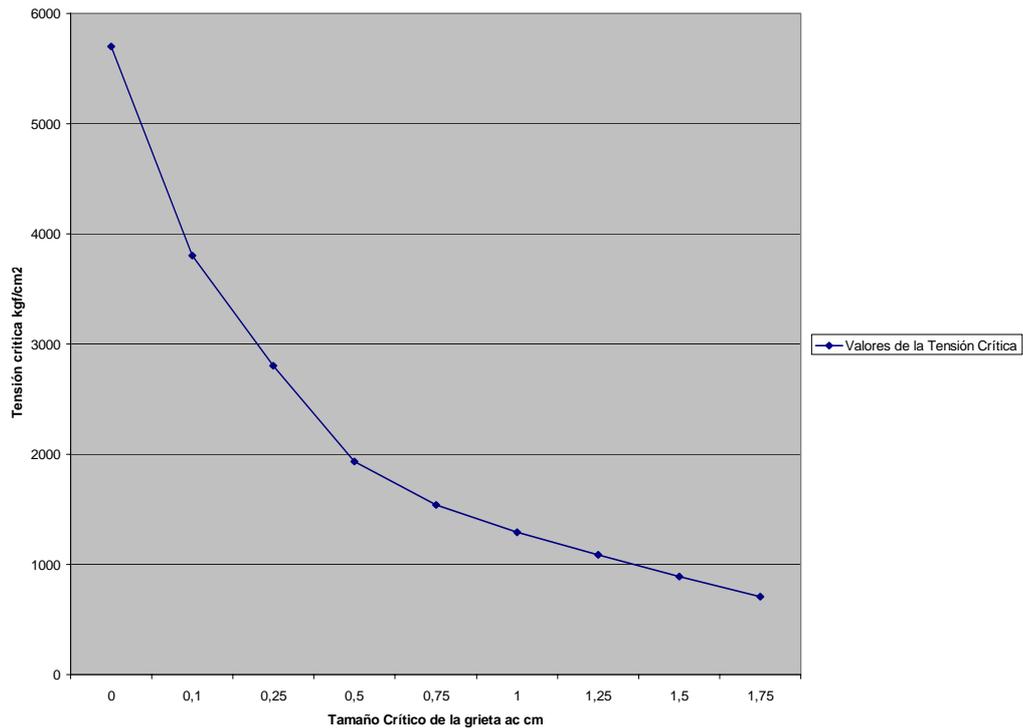


Fig. 2 Gráfico de Resistencia Residual

En las condiciones de fractura el radio vector que abarca la zona plástica en el vértice de la grieta será:

$$r_p = \frac{\beta \cdot a}{2} \cdot \left(\frac{\sigma_c}{\sigma_{ys}} \right)^2 = \frac{1,46 \cdot M_k}{2} \cdot \left(\frac{\sigma_c}{\sigma_{ys}} \right)^2 = \frac{1,46 \cdot 1,26}{2} \cdot \left(\frac{1300}{5700} \right)^2 = 0,048 \cdot a$$

Solo un 4,8 % del tamaño de la grieta, por lo que son válidas las consideraciones de la MFLE.

Tabla 2 Datos para la construcción de la curva de crecimiento subcrítico.

a_i cm	Δa cm	$\sqrt{\pi \cdot a_i}$	a_i/t	Mk_i	ΔK_i MPa \sqrt{m}	$(da/dN)_i$ cm/ciclo $\times 10^6$	$\Delta N_i =$ $\Delta a / (da/dN)_i$ ciclos	$N_i = N_{i-1}$ $+ \Delta N_i$ ciclos	H_i Horas N_i/f
0,05	-	-	-	-	-	-	-	0	0
0,10	0,05	0,56	0,050	1,05	429	0,736	67 935	67 935	16 984
0,15	0,05	0,69	0,075	1,10	554	1,230	40 650	108 585	27 146
0,20	0,05	0,79	0,100	1,15	663	1,760	28 409	136 994	34 249
0,25	0,05	0,89	0,125	1,16	754	2,280	21 930	158 924	39 731
0,30	0,05	0,97	0,150	1,17	829	2,750	18 182	177 106	44 277
0,40	0,10	1,12	0,200	1,18	965	3,730	26 810	203 916	50 979
0,50	0,10	1,23	0,250	1,20	1 078	4,650	21 505	242 228	60 557
0,60	0,10	1,37	0,300	1,22	1 220	5,950	16 807	259 035	64 759
0,80	0,20	1,59	0,400	1,25	1 451	8,420	23 753	282 788	70 697

1,00	0,20	1,77	0,500	1,27	1 641	10,80	18 582	301 370	75 343
------	------	------	-------	------	-------	-------	--------	---------	--------

En la Tabla 2 se muestra el cálculo de la razón de crecimiento de la grieta por la ecuación de la razón de crecimiento seleccionada. El cálculo de las horas se realizó a partir del dato de que se produce un ciclo cada 15 min. O sea:

$$H_i = N_i(\text{ciclos}) \cdot 0,25 \frac{\text{horas}}{\text{ciclos}} \quad (\text{horas})$$

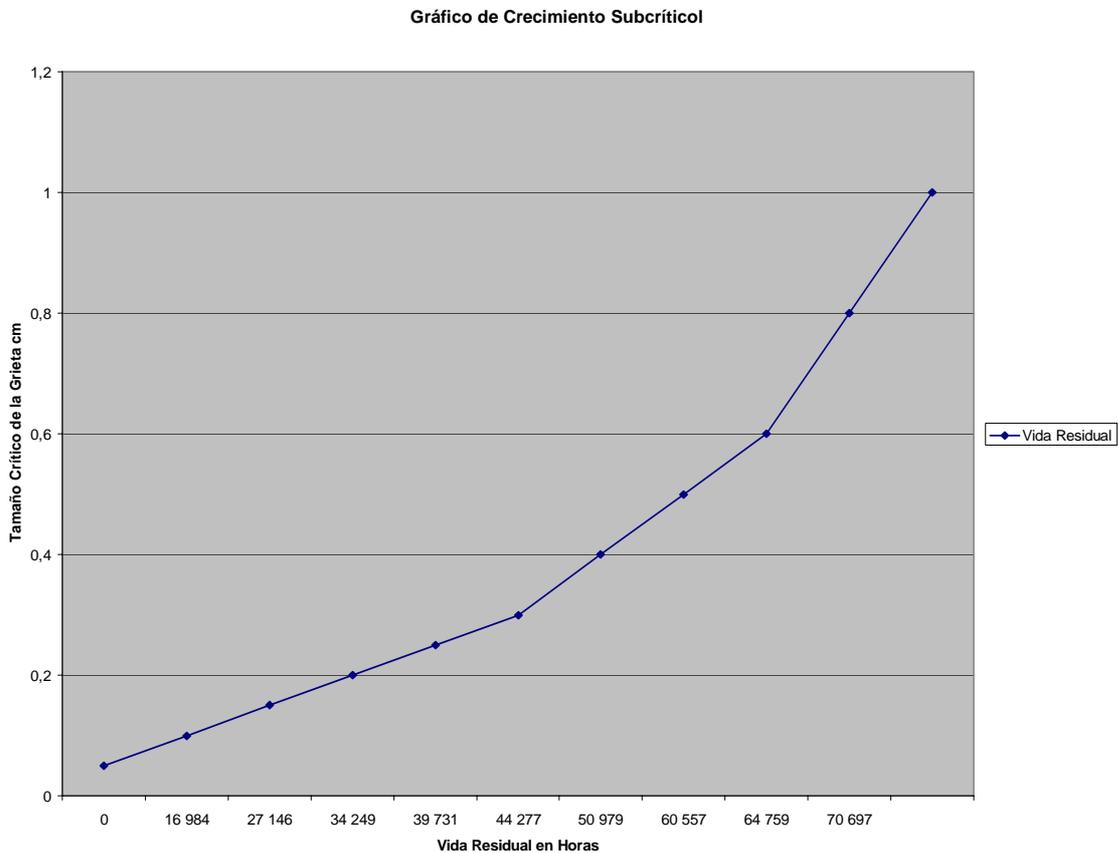


Fig. 3• Gráfico de Crecimiento subcrítico de la Grieta

Conclusiones.

En la Fig. 3 aparece planteada la gráfica de crecimiento subcrítico de la grieta. Se consideró el mínimo tamaño detectable de la grieta igual a $a_d=0,3$ cm. El plazo de crecimiento hasta ese valor a partir de un microdefecto es de 44 277 horas. Para el tamaño crítico $a_c = 0,95$ cm, el plazo de crecimiento es de 74 000 horas. El plazo de tiempo disponible para tomar acciones correctivas es de $\Delta t = 74\ 000\ h - 44\ 277\ h = 29\ 723\ h$, Teniendo en cuenta que un año de explotación (365 días) a 24 horas de explotación por día corresponde lo anterior a un intervalo de:

$$\Delta t = 3,44 \text{ años}$$

Un microdefecto pudiera provocar la fractura del recipiente si no se controla su crecimiento en un plazo de 3,44 años.

Recomendaciones:

1. Con relación al diseño del recipiente se recomienda elevar el espesor de la pared a 3 cm. Esto reduce la tensión límite a 867 kgf/cm^2 , lo cual eleva el tamaño de la grieta crítica a $a_c = 1,6 \text{ cm}$ y se elevará la vida remanente acercando esta a la vida útil, disminuyendo enormemente la probabilidad de falla durante la misma.
2. Desde el punto de vista de la fabricación es imprescindible aplicar un eficiente sistema de inspección de calidad a todos los cordones de soldadura, excluyendo de esta forma la presencia de defectos de tamaño superior al mínimo detectable establecido. En este caso se recomienda la aplicación de Ultrasonido o Rayos X. Los defectos detectados deberán ser reparados sin excepción.
3. Durante la explotación se recomienda realizar al inicio de esta el control ultrasónico a todos los cordones longitudinales. En caso de encontrarse defectos o pequeñas grietas ampliar el control a todos los cordones de soldadura y en dependencia del número de grietas y sus dimensiones decidir la reparación o la separación del servicio del recipiente.
4. El control ultrasónico debe realizarse sistemáticamente en un plazo de 1 año ($\pm 1 \text{ mes}$) durante toda la vida útil del recipiente.

Bibliografía Del Capítulo

1. Altshuler, T. L. (1986). Fatigue: life predictions for materials selection and design. In *Metals Park* (pp. 321-386). OH: American Society for Metals.
2. Anderson, T. L. (1991). *Fracture mechanics: fundamentals and applications*. Boca Ratón (FL): CRC Press, cop.
3. Bannantine, J. A., Comer, J. J. and James L. (1990). *Fundamentals of metal fatigue analysis* (pp. 210-401). Englewood Cliffs (NJ): Prentice Hall, cop.
4. Barsom, J. M. and Rolfe, S. T. (1987). *Fracture and Fatigue Control in Structures* (2° ed.). N.J: Prentice Hall, Upper Saddle River
5. Barsom, J. M. and Rolfe, S. T. (1987). Correlations between K_{Ic} and Charpy V-Notch test results in the transition-temperature range. In *Impact Testing of Metals* (pp. 281 – 302). ASTM STP 466. American Society for Testing and Materials.
6. Barsom, John M. (1999). *Fracture and fatigue control in structures: applications of fracture mechanics*. Woburn (MA): Butterworth-Heinemann.
7. Benthem, J. P., and Koiter, W. T. and G. C. Sih. (1973). Asymptotic approximations to crack problems. In *Chapter 3, Mechanics of fracture I, Method of Analysis and Solutions of Crack Problems* (pp. 131 – 178). Leyden: Noordhoff InternationalPublishing.
8. Broek, D. (1986). *Elementary Engineering Fracture Mechanics* (4° ed.). Dordrecht, the Netherlands: Kluwer Academic Pubs.
9. Broek, D. (1983). *Fracture Mechanics*. USA: Institute of the Chemical Process Industries. Inc.
10. Broek, D. (1989). *The practical use of fracture mechanics*. Dordrecht: Kluwer, cop.
11. Brown, M. W. Miller, K. J. (1989). *Biaxial and multiaxial fatigue*. London: Mechanical Engineering Publications.
12. Brown, M. W., Miller, K. J. (1985). *Model I fatigue crack growth under biaxial stress at room and elevated temperature*. ASTM STP 853, PA: West Conshohocken: American Society for Testing and Materials.
13. Buch, A. (1988). *Fatigue strength calculation*. Trans Tech: Publications.

14. Chand, S. and Garg, S. B. L. (1988). Crack Closure Studies under Constant Amplitude Loading. In *Engineering Fracture Mechanics* (Vol. 18) (pp. 333-347)
15. Chang, J. B. and Rudd, J. L. (1984). *Damage Tolerance of Metallic Structures: Analysis Methods and Applications*. ASTM STP 842, Am. Soc. PA: West Conshohoken :For Testing and Materials.
16. Dally, J. W. (1991). *Experimental stress analysis*. New York: McGraw-Hill, cop.
17. Donahue, R. J. (1972). Crack Opening Displacement and the rate of fatigue Crack Growth. *International Journal of Fracture Mechanics*, 8, 209-219.
18. Dowling, N. E. (1999). *Mechanical behaviour of materials: engineering methods for deformation, fracture, and fatigue*. Upper Saddle River (NJ): Prentice Hall, cop.
19. Elber, W. (1976). Equivalent Constant-Amplitude Concept for Crack Growth under Spectrum Loading. In *Fatigue Crack Growth under Spectrum Loads* (pp.236-250). ASTM STP 595. Pa: Philadelphia: American Society for Testing and Materials.
20. Elber, W. (1970). Fatigue Crack Closure under Cyclic Tension. In *Engineering Fracture Mechanics* (Vol. 2) (pp. 37-45).
21. Erdogan, F. Stress Intensity Factor. *Journal of Applied Mechanics*, 50, 992-1002.
22. Fisher, J. W. (1984). *Fatigue and Fracture in Steel Bridges: Case Studies*. John Wiley, New York: NY.
23. Fong, J. T. (1979). *Fatigue Mechanisms*. ASTM STP 675. Pa: Philadelphia: American Society for Testing and Materials.
24. Foreman, R. G. (1988). Development of the NASA/FLAGRO Computer Program. In *Fracture Mechanics: Eighteenth Symposium, Read, D. T. and Reed* (pp. 781-803). ASTM STP 945, Am. Soc. PA: West Conshohocken: For Testing and Materials.
25. Foreman, R. G., Kearney, V. E. and Engle, R. M. (1967). Numerical Analysis of Crack Propagation in Cyclic-Loaded Structures. *Journal of Basic Engineering*, 89, 459-464.
26. Gao, H., Alagok, N., Brown, M. W. and Miller, K. J. (1985). Growth of fatigue cracks under combined Mode I and Mode II loads. ASTM STP 853. PA: West Conshohocken: American Society for Testing and Materials.
27. Hofer, K. E. (1968). *Equations for fracture mechanics*. USA: Machine Design.
28. Hoshide, T., Socie, D. F. (1988). Crack nucleation and growth modeling in biaxial fatigue. In *Engineering Fracture Mechanics* (Vol. 29) (pp. 287 – 299).

29. Hurd, N. J., Irwing, P. E. (1982). Factors influencing propagation of mode III fatigue cracks under torsional loading. ASTM STP 761. PA: West Conshohocken: American Society for Testing and Materials.
30. Imhoff, E. J. and Barsom, J. M. (1973). Fatigue and Corrosion-Fatigue Crack Growth of 4340 Steel at Various Yield Strengths. In *Progress in Flaw Growth and Fracture Toughness Testing* (pp. 182-205). Philadelphia: American Society for Testing and Materials.
31. Iwadate, T. Tanaka and Takemata, H. (1994). Prediction of fracture toughness K_{Ic} transition curves of pressure vessel steels from Charpy V-Notch impact test results. ASTM STP 536. *Journal of Pressure Vessel Technology*, 116, 353 – 357.
32. Kanninen, M. F Popelar, C. H. (1985). *Advanced fracture mechanics*. New York: Oxford University Press.
33. Kokanda, S. (1978). *Fatigue Failures of Metals. Sijthoff and Noordhoff, Alphen and den Rijn: The Netherlands*.
34. Liebowitz, H., Lee, J. D., Eftis, J. (1978). Biaxial load effects in Fracture Mechanics. In *Engineering Fracture Mechanics* (Vol. 10) (pp. 315 – 335).
35. Lindley, T. C. and Richards, C. E. (1974). The Relevance of Crack Closure to Fatigue Crack Propagation. In *Materials Science and Engineering* (Vol. 14) (pp. 281-293).
36. Liu, A. F., Allison, J. A., Dittmer, D. F. and Yamane, J.R. (1979). *Effect of biaxial stresses on crack growth*. ASTM STP 677. PA: West Conshohocken: American Society for Testing and Materials.
37. Maddox, S. J. (1975). The effect of Mean Stress on Fatigue Crack propagation. A literature review. *International Journal of Fracture*, 11, 389-408.
38. McEvelly, A. J. and Groeger, J. (1977). On the Threshold for Fatigue-Crack Growth (Vol. 2, pp. 1293-1298). Presented at the Fourth International Conference on Fracture, Waterloo, Canada: University of Waterloo Press.
39. Miner, M. A. (1945). Cumulative Damage in Fatigue. *Journal of Applied Mechanics*, 12, A159-A164.
40. Nelson, D. V. (1977). Review of Fatigue-Crack-Growth Prediction Methods. In *Experimental Mechanics* (Vol. 17) (41-49).
41. Otsuka, A., Mori, K. and Miyaa, T. (1975). The condition of fatigue crack growth in mixed mode condition. In *Engineering Fracture Mechanics* (Vol. 7) (427 – 439).
42. Otsuka, A., Tohgo, K, and Skjolstrup, C. E. (1986). Fatigue crack growth in high strength aluminum alloy weldments under Mode II loadings. In *The Mechanism of Fracture* (pp.265-275), ASM International, and Ohio: Materials Park.

43. Paris, P. C., J. Backlund, and Beevers, C. J. (1982). Twenty Years of Reflection on Questions Involving Fatigue Crack Growth. In *Fatigue Thresholds* (pp. 3-10). London: Chamelem.
44. Paris, P. C., Bucci, R. J., Wessel, E. T., Clark, W. G., Jr., and Mager, T. R. (1972). An extensive Study on Low Fatigue Crack Growth Rates in A533 and A508 Steels. In *Stress Analysis and Growth of Cracks* (pp. 141-176). Pa: Philadelphia: American Society for Testing and Materials.
45. Petit, J. (1988). *Fatigue crack growth under variable amplitude loading*. London: Elsevier, cop.
46. Petrak, G. J. and Gallagher, J. P. (1975). Prediction of the Effect of Yield Strength on Fatigue Crack Growth Retardation in HP-9Ni-4Co-30C Steel. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 97, 206-213.
47. Plumbridge, W. J. (1972). Review: Fatigue Crack Propagation in Metallic and Polymeric Materials. *Journal of Materials Science*, 7, 939-962.
48. Priddle, E. K. (1976). High Cycle Fatigue Crack Propagation under Random and Constant Amplitude Loadings. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 4, 89-117.
49. Probst, E. P. and Hillberry, B. M. (1974). Fatigue Crack Delay and Arrest Due to Single Peak Tensile Overloads. *AIAA Journal*, 12, 330-335.
50. Reddy, S. C., Fatemi, A. (1992). *Small crack growth in multiaxial fatigue*. ASTM STP 1122. PA: American Society for Testing and Materials, West Conshohocken.
51. Ritchie, R. O., McClintock, F. A., Tschegg, E. K. and Nayeb-Hashemi, H. (1985). *Mode III fatigue crack growth under combined torsional and axial loading*. ASTM STP 853. PA: American Society for Testing and Materials, West Conshohocken.
52. Schijve, J. (1979). Four Lectures on Fatigue Crack Growth. In *Engineering Fracture Mechanics*, 11, 167-221.
53. Sih, G- C. and Barthelemy, B. M. (1980). Mixed Mode Fatigue Crack Growth Predictions. In *Engineering Fracture Mechanics* (Vol. 13) (pp. 439 – 451).
54. Sih, G. C. (1981). Experimental evaluation of stress concentration and intensity factors: useful methods and solutions to experimentalists in fracture mechanics. The Hague: Nijhoff.
55. Sih, G. C. (1973). *Mechanics of Fracture* (Vol. 1) (pp. 23 – 44) Leyden: Noordhoff International Publishing.
56. Socie, D. F. and Marquis G. B. (2000). *Multiaxial Fatigue*. Society of Automotive Engineers.
57. Socie, D. F., Hua, C. T. and Worthem, D. W. (1987). Mixed mode small crack growth. In *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* (Vol. 10) (pp. 1 – 16).

58. Y. Murakami, editor-in-chief. (1987). *Stress Intensity Factors Handbook* (Vols. 1-3, Vol. 1). Oxford: Pergamon Press.
59. Suresh, S. (1991). *Fatigue of Materials*. UK: Cambridge: Cambridge University Press.
60. Tada, H. Paris, P. C. Irwin, G. R. (1973). *The stress analysis of cracks handbook*. St. Louis (MO): Del Research Corporation.
61. Tanaka, K. (1974). Fatigue propagation from a crack inclined to the cyclic tensile axis. In *Engineering Fracture Mechanics* (Vol. 6) (pp. 493 – 507).
62. Tanaka, K., Akiniwa, Y., Yu, H.C. (1997). Near-Threshold propagation of circumferencial fatigue cracks in steel bars under torsional loading (pp. 313 – 317). Presented at the International Conference on Mechanical Behavior of Materials, ICMM'97.
63. Tanaka, K., Matsuoka, S., Kimura, M. (1984). Fatigue strength of 7075-T6 aluminum alloy under combined axial and torsion. In *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* (4^o ed., Vol. 7, pp. 195 – 211).
64. Taylor, D. (1985). A compendium of fatigue thresholds and growth rates. In *Engineering Materials Advisory Services LTD*, London: United Kingdom.
65. Towers, O. L. (1985). *Tests for fracture toughness and fatigue assessment: a compilation of stress intensity, compliance, and elastic n factors*. Abington: Welding Institute, cop.
66. Troshenko, V.I. (1987). *Resistencia a la fatiga de los metales y aleaciones*. / V.I. Troshenko, L.A. Sosnovskij. Kiev: Editorial Naukova Dumka. (En ruso).
67. Tschegg, E. K. (1983). Mode II and Mode I Fatigue crack propagation under torsional loading. *Journal of Materials Science and Engineering*, 18,(6), 1604 – 1614.
68. Tweed, J., Rooke, D. P. (1972). The torsion of a circular cylinder containing a symmetric array of edge cracks. *International Journal of Engineering Science*, 10, 801 – 812.
69. Walker, K.(1970). The Effect of Stress Ratio during Crack Propagation and Fatigue for 2024-T3 and 7075-T6 Aluminum. In *Effects of Environment and Complex Load History on Fatigue Life*, ASTM STP 462. Philadelphia, Pa : American Society for Testing and Materials.
70. Wallin, K. (1984). *Automatic fracture toughness testing system at the Technical Research Centre of Finland*. Espoo.
71. Weertman, J. (1979). Fatigue Crack Propagation Theories. In *Fatigue and Microstructure* (pp. 279-306). Ohio: Metals Park: American Society for Metals.

72. Wheeler, O. E. (1972). Spectrum Loading and Crack Growth. *Journal of Basic Engineering*, 94, 181-186.
73. Willenborg, J., Engle, R. M., Jr., and Wood, R. A. (1971). *A Crack Growth Retardation Model Using an Effective Stress Concept*. Air Force Flight Dynamics Laboratory Report AFFDL-TM-71-1-FBR, January 1971.
74. Zhizhong, H., Lihua, M., Shuzhen, C. (1992). A study of shear fatigue crack mechanisms. In *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 6 (Vol. 15, pp. 563 – 572).