14

Diseño para Fatiga

Instituto Técnico
de la Estructura
en Acero

ITEA

ÍNDICE DEL TOMO 14

DISEÑO PARA FATIGA

Lección 14.1: Introducción básica a la fatiga 1

1 INTRODUCCIÓN 4
1.1 Naturaleza de la fatiga 4
1.2 Como afecta la fatiga a las soldaduras 4
1.3 Proceso de crecimiento de las fisuras 5
2 RESISTENCIA A LA FATIGA 6
2.1 Definición de la resistencia a la fatiga y de la vida de fatiga 6
2.2 Factores primarios que afectan a la vida de la fatiga 6
2.3 Curva S-N 6
2.4 Efecto de la tensión media 7
2.5 Efecto de la resistencia mecánica 7
3 CLASIFICACIÓN DE LAS UNIONES 8
3.1 Clases de uniones 8
3.2 Tipos de uniones 8
3.3 Tipos de uniones más comunes 9
4 PARÁMETROS DE TENSIÓN POR FATIGA 11
4.1 Área de tensión 11
4.2 Cálculo del rango de tensión $\Delta\sigma$ 11
4.3 Efectos de las concentraciones de tensión geométricas y otros efectos 11
4.4 Efectos secundarios 11
5 CARGAS POR FATIGA 12
5.1 Tipos de carga 12
5.2 Recuento de ciclos 12

6 CÁLCULO DE DAÑOS 14
7 RESUMEN FINAL 15
8 BIBLIOGRAFÍA 15
9 BIBLIOGRAFÍA ADICIONAL 15

Lección 14.2: Introducción avanzada a la fatiga 17

1 INTRODUCCIÓN 20
2 CARACTERÍSTICAS DE LAS SUPERFICIES DE ROTURA POR FATIGA 21
3 NATURALEZA DEL PROCESO DE LA FATIGA 24
4 CARGA DE FATIGA 27
5 DATOS DE LA VIDA A LA FATIGA 29
5.1 Curvas de la resistencia a fatiga 29
5.2 Ensayos de fatiga 31
5.3 Presentación de los datos de los ensayos de fatiga 32
6 FACTORES PRIMARIOS QUE AFECTAN A LA VIDA DE LA FATIGA 34
6.1 Efectos del material 34
6.2 Efectos de la tensión media 36
6.3 Efectos de la entalladura 37
6.4 Efectos del tamaño 39
6.5 Efectos del acabado superficial 41
6.6 Efectos de la tensión residual 42
6.7 Efectos de la corrosión 43
7 PROCEDIMIENTO DE RECUENTO DE CICLOS PARA CARGAS DE AMPLITUD VARIABLE 45
7.1 El método del embalse 45
7.2 El método de recuento de la "Recogida de lluvia" 47
7.3 Métodos del diagrama de superación 49
7.4 Carga en bloque 51
7.5 Aspectos de la frecuencia y del espectro 51

8 RESUMEN FINAL 54
9 BIBLIOGRAFÍA 54

Lección 14.3: Efecto del trabajo del hombre sobre la resistencia a la fatiga de la soldadura longitudinal y transversal 57

1 INTRODUCCIÓN 60
2 SOLDADURAS LONGITUDINALES 62
3 SOLDADURAS A TOPE TRANSVERSALES 63
3.1 Efectos de los defectos internos 64
3.2 Efecto del procedimiento de soldadura 65
4 OTRAS SOLDADURAS 68
4.1 Generalidades 68
4.2 Soldaduras en ángulo transversales 68
4.3 Uniones con carga y sin carga 70
5 INSPECCIÓN 71
5.1 Inspección de las soldaduras longitudinales 71
5.2 Inspección de las soldaduras a tope transversales 72
5.3 Inspección de otras soldaduras 73
6 ELECCIÓN DE CALIDAD 74
7 CONSIDERACIONES DEL DISEÑO 75
8 RESUMEN FINAL 76
9 BIBLIOGRAFÍA 76
10 BIBLIOGRAFÍA ADICIONAL 76

Lección 14.4.1: Comportamiento de la fatiga en secciones huecas (I) 77

1 INTRODUCCIÓN 80
2 ENFOQUE DE LA TENSIÓN GEOMÉTRICA O DE LA TENSIÓN DEL PUNTO CRÍTICO 81
2.1 Definición del coeficiente geométrico de la tensión y del coeficiente de concentración de tensiones 81
2.2 Definición de la vida a la fatiga 83

2.3 Efecto del espesor 84
2.4 Límite de fatiga 85
2.5 Clase de fatiga y curvas $\Delta\sigma$-N 85
2.6 Fatiga de ciclo pequeño 87
2.7 Procedimiento de cálculo 87
3 MÉTODO DE CLASIFICACIÓN 89
4 OTROS MÉTODOS 90
4.1 Método de la tensión de comparación 90
4.2 Método del esfuerzo cortante a la penetración 90
4.3 Relación a la resistencia estática 90
5 EFECTO DE LOS MOMENTOS DE FLEXIÓN SECUNDARIOS 91
6 CONEXIONES SIMPLES Y UNIONES 93
7 COEFICIENTES PARCIALES DE SEGURIDAD 94
8 DAÑO ACUMULATIVO 95
9 RESUMEN FINAL 96
10 BIBLIOGRAFÍA 96

Lección 14.4.2: Comportamiento de la fatiga en secciones huecas (II) ... 97

1 INTRODUCCIÓN 100
2 MODELACIÓN DE LA ESTRUCTURA 101
3 CONEXIONES EXTREMO CON EXTREMO Y UNIONES 104
4 MÉTODO DE LA TENSIÓN GEOMÉTRICA 108
4.1 Curvas de referencia 108
4.2 Determinación de las tensiones geométricas mediante el modelo F.E. 108
4.3 Coeficiente de concentración de tensiones 109
4.4 Vida a la fatiga 113
5 MÉTODO DE CLASIFICACIÓN 119
6 REQUISITOS GENERALES PARA LAS SOLDADURAS 121
7 RESUMEN FINAL 122
8 BIBLIOGRAFÍA 122
9 BIBLIOGRAFÍA ADICIONAL 122

Problema Resuelto 14.3 (i) y (ii): Determinación de la resistencia a la fatiga de uniones de sección hueca mediante el método de la tensión geométrica/determinación de la resistencia a la fatiga de uniones de sección hueca de acuerdo con Eurocódigo 3 mediante el método de clasificación 123

1 DETERMINACIÓN DE LA RESISTENCIA A LA FATIGA DE UNIONES DE SECCIÓN HUECA MEDIANTE EL MÉTODO DE LA TENSIÓN GEOMÉTRICA 125

2 DETERMINACIÓN DE LA RESISTENCIA A LA FATIGA DE UNIONES DE SECCIÓN HUECA DE ACUERDO CON EUROCÓDIGO 3 MEDIANTE EL MÉTODO DE CLASIFICACIÓN 128

Lección 14.5: Técnicas de mejora en uniones soldadas 131

1 INTRODUCCIÓN 134

1.1 Generalidades 134

1.2 El potencial para la mejora de la resistencia a la fatiga 134

2 MÉTODOS DE MEJORA – PRINCIPIOS OPERATIVOS 137

3 ALGUNOS MÉTODOS DE MEJORA Y SU EFECTO SOBRE LA RESISTENCIA A LA FATIGA 141

3.1 Técnicas de soldadura mejoradas 141

3.1.1 El perfil mejorado de la AWS 141

3.1.2 Electrodos especiales 141

3.2 Rectificado 142

3.3 Refusión del borde de la soldadura 143

3.3.1 Repaso con electrodo de wolframio en gas inerte (TIG) 143

3.3.2 Repaso con fundente 144

3.4 Métodos de la tensión residual 144

3.4.1 Martilleado 145

3.4.2 Granallado 145

3.5 Combinaciones 146

4 APLICACIÓN DE LOS MÉTODOS DE MEJORA A ESTRUCTURAS REALES 147

5 MÉTODOS DE MEJORA Y REGLAS PARA EL CÁLCULO 148
5.1 Reglas actuales para el cálculo que incorporan técnicas de mejora 148
5.2 Soldaduras mejoradas y efectos del tamaño 149
5.3 Modificaciones futuras de las reglas de cálculo 149
6 RESUMEN FINAL 151
7 BIBLIOGRAFÍA 151

Lección 14.6: Comportamiento de fatiga de uniones atornilladas 153

1 INTRODUCCIÓN 156
2 COMPORTAMIENTO ANTE LA FATIGA DE TORNILLOS CARGADOS A TRACCIÓN 157
2.1 Emplazamiento del colapso 157
2.2 Influencia de la tensión media y del material 157
2.3 La curva de cálculo de fatiga para tornillos a tracción 158
2.4 Comparación entre la resistencia máxima y la resistencia a la carga de fatiga de un tornillo 159
3 COMPORTAMIENTO ANTE FATIGA DE UNIONES ATORNILLADAS CARGADAS A TRACCIÓN 160
3.1 El principio del efecto del pretensado 160
3.2 El efecto del emplazamiento del área de contacto 161
4 FATIGA DE UNIONES ATORNILLADAS CARGADAS A CORTANTE 165
4.1 El principio de la transferencia de carga 165
4.2 Concentración de tensiones alrededor de los agujeros 165
4.3 Emplazamiento del agotamiento 165
5 CURVAS DE CÁLCULO DE FATIGA PARA UNIONES CARGADAS A CORTANTE 167
5.1 Tornillos no pretensados 167
5.2 Tornillos pretensados 167
6 OBSERVACIONES RELATIVAS A LA MAGNITUD DEL PRETENSADO 168
7 RESISTENCIA A FATIGA DE LOS TORNILLOS DE ANCLAJE 169
8 RESUMEN FINAL 170
9 BIBLIOGRAFÍA 170

Problema Resuelto 14.2: Cálculo de la vida a la fatiga de una unión tubular con tornillos de alta resistencia cargados a tracción 171

1 RESUMEN 174
2 INTRODUCCIÓN 175
3 COMPROBACIÓN DE LA RESISTENCIA ESTÁTICA 176
3.1 Estado límite de rotura 176
3.1.1 Fuerzas internas 176
3.1.2 Resistencia proyectada 176
3.1.2.1 Resistencia a la tracción proyectada del tubo 176
3.1.2.2 Resistencia a la tracción proyectada de los tornillos 176
3.1.3 Condiciones 177
4 CÁLCULOS DE LA VIDA A LA FATIGA 178
4.1 Cálculo de la vida a la fatiga para la soldadura 178
4.2 Cálculos de vida a la fatiga de los tornillos 178
4.2.1 Pretensado de los tornillos 178
4.2.2 Comportamiento de los tornillos transmisores de fuerzas externas 179
4.2.3 Apriete del tornillo 180
4.2.4 Influencia del nivel del pretensado sobre la fatiga de los tornillos 180
5 CONCLUSIONES 182
6 BIBLIOGRAFÍA 183

Lección 14.7: Análisis de la confianza y los factores de seguridad aplicados al cálculo de la fatiga 185

1 INTRODUCCIÓN 188
2 ANÁLISIS ESTADÍSTICO DE LAS CURVAS S-N 189
3 CONCEPTO DE SEGURIDAD Y COEFICIENTES PARCIALES DE SEGURIDAD 195
3.1 Determinación de los coeficientes parciales de seguridad 195
4 RESUMEN FINAL 200
5 BIBLIOGRAFÍA 200

Lección 14.8: Conceptos básicos de cálculo de fatiga en el Eurocódigo 3 201

1 INTRODUCCIÓN 204
2 IMPLICACIONES PRÁCTICAS DE LOS CRITERIOS DE DISEÑO 205
2.1 Factores principales que afectan a la resistencia a fatiga 205
2.2 Criterios de agotamiento por fatiga 206
2.3 Tensiones calculadas para la evaluación de la fatiga 206
3 ESPECTRO DE LA TENSIÓN PREVISTA 209
3.1 Historia de la tensión 209
3.2 Histograma de tensión 210
4 CONCEPTO DE LA CLASIFICACIÓN DE LAS CURVAS DE CÁLCULO DE FATIGA 211
5 RESULTADOS DE ENSAYOS DE FATIGA 214
6 REGLA DEL DAÑO ACUMULADO, CONCEPTO DEL RANGO DE TENSIÓN EQUIVALENTE 215
6.1 La suma de Palmgren-Miner 215
6.2 Rango de tensión equivalente 215
6.3 Rango de tensión equivalente para una curva S-N con una constante de doble pendiente 215
7 EFECTOS DE LA TENSIÓN RESIDUAL 218
8 RESUMEN FINAL 220
9 BIBLIOGRAFÍA 220

Lección 14.9: Eurocódigo 3: Clasificación de detalles constructivos 221

1 INTRODUCCIÓN 224
2 PRESENTACIÓN GENERAL DEL ESTUDIO DEL CASO 225
3 NOTAS SOBRE LAS FIGURAS DETALLADAS 2-7 DEL ESTUDIO DEL CASO 228
4 RESUMEN FINAL 246
5 BIBLIOGRAFÍA ADICIONAL 246

Problema Resuelto 14.1: Cálculo de la vida a la fatiga para detalles soldados en las vigas de un puente-grúa 247

1 INTRODUCCIÓN 250
2 CARGA Y CICLOS APLICADOS 251
3 CATEGORIZACIÓN 252
4 CÁLCULOS DE LAS TENSIONES 253
5 EVALUACIÓN PARA EL CARRO DE PUENTE-GRÚA TRANSPORTANDO LA CARGA MÁXIMA DE 15 TONELADAS (150 kN) 256
5.1 Los daños causados por las tensiones de flexión pueden calcularse utilizando la ecuación: 256
5.2 Daños bajo carga máxima debidos a las tensiones tangenciales 257
5.3 Evaluación para las tensiones de compresión directas producidas por las cargas por rueda locales 257
6 EVALUACIÓN PARA EL CARRO DE PUENTE-GRÚA EN RETORNO VACÍO 258
7 EVALUACIÓN PARA EL CARRO EN RETORNO CON UNA CARGA DE 7 TONELADAS (70 kN) 259
8 COMBINACIÓN DE LOS DAÑOS CALCULADOS Y DETERMINACIÓN DE LA VIDA A LA FATIGA 260
9 CONCLUSIÓN 261

Lección 14.10: Fundamentos de la mecánica de la fractura 263

1 INTRODUCCIÓN 266
2 ANTECEDENTES DE LA MECÁNICA DE LA FRACTURA MODERNA 267
3 EFECTOS DEL MODO DE CARGA 269
4 EFECTOS DE LA GEOMETRÍA DE LA GRIETA 270
5 EFECTOS DE LA GEOMETRÍA DEL COMPONENTE FINITO 272
6 EFECTOS DE LA FLUENCIA LOCAL EN LA PUNTA DE LA GRIETA 274
7 LA IMPORTANCIA DEL COEFICIENTE DE INTENSIDAD DE TENSIÓN 275
8 RESUMEN FINAL 276
9 REFERENCIAS 276
10 BIBLIOGRAFÍA ADICIONAL 276

Lección 14.11: Análisis de tensiones en cuerpos fracturados 277

1 INTRODUCCIÓN 280
2 SOLUCIÓN BÁSICA PARA UN RANGO DE TENSIÓN EN UN PROBLEMA DE ELASTICIDAD PLANA 281
2.1 Método de Westergaard 281
2.2 Definición de z (o de sus derivadas) para el caso de una grieta a través del espesor de longitud 2a en una placa infinita (figura 2) 282
2.3 Determinación de z en el caso del problema de Griffith 283
3 RANGO DE TENSIÓN ELÁSTICO EN EL BORDE DE LA GRIETA BAJO CONDICIONES DE APERTURA GENERALES 284
4 PLASTICIDAD 285
4.1 El modelo de Irwin 285
4.2 Contorno de la zona plástica en base a los criterios de Von Mises y Tresca (figura 5) 286
4.2.1 Criterio de Von Mises 286
4.2.2 Criterio de Tresca 287
5 MODELO DE LA FLUENCIA DEL FRENTE DE LA GRIETA DE D. S. DUGDALE (1960) Y BAREN BLATT (1962) 288
5.1 Dimensión de la zona plástica 288
5.2 Desplazamiento de la apertura del borde de la grieta 289
6 RESUMEN FINAL 290
7 BIBLIOGRAFÍA 291

Lección 14.12: Determinación de los factores de intensidad de tensión 293

1 INTRODUCCIÓN 296
2 SOLUCIONES ANALÍTICAS 298
3 EL PRINCIPIO DE BUECKNER Y LAS FUNCIONES DE PESO 300
4 ANÁLISIS DE LOS ELEMENTOS FINITOS DE CUERPOS FRACTURADOS 303
5 SOLUCIONES TESTIGO A PARTIR DE ECUACIONES PARAMÉTRCAS 305
6 EFECTOS DE LA PLASTICIDAD 310

7 RESUMEN FINAL 311
8 BIBLIOGRAFÍA 311
APÉNDICE 313

Lección 14.13: Mecánica de la fractura aplicada a la fatiga 317

1 INTRODUCCIÓN 320
2 COMPORTAMIENTO DE LA PROPAGACIÓN DE LA GRIETA EN LA MECÁNICA DE LA FRACTURA 321
3 DETERMINACIÓN DE LA VIDA BAJO AMPLITUD CONSTANTE 322
4 CARGA DE AMPLITUD VARIABLE 324
5 EFECTOS UMBRAL 326
6 EFECTOS DE LAS TENSIONES RESIDUALES 328
7 RESUMEN FINAL 329

Lección 14.14: Mecánica de la fractura: Aplicaciones en ingeniería estructural 331

1 SEGURIDAD, DURABILIDAD Y CONFIANZA 334
1.1 Introducción a los conceptos de seguridad y resistencia 334
1.2 Conceptos de la propagación de los daños 335
1.3 Conceptos del proyecto que consideran los daños 337
1.4 Análisis de la confianza y del riesgo 340
2 METODOLOGÍA DE LA PREDICCIÓN DE LA VIDA 342
2.1 Introducción 343
2.2 Efectos del comportamiento de la propagación de grieta 343
2.2.1 Tamaño inicial de la grieta 343
2.2.2 Carga 344
2.2.3 Propiedades del material 344
2.2.4 Propiedades de la estructura 345
2.2.5 Longitud crítica de la grieta 345
2.3 Modelos de predicción de la propagación de la grieta de fatiga 345
2.3.1 Distribución inicial del defecto 346
2.3.2 Utilización 346

2.3.3 Propiedades del material 347
2.3.4 Análisis del coeficiente de intensidad de tensión del borde de la grieta 347
2.3.5 Modelos de integración de los daños 348
2.3.6 Longitud final de la grieta 349
3 RESUMEN FINAL 350
4 BIBLIOGRAFÍA 350
5 BIBLIOGRAFÍA ADICIONAL 351

Lección 14.15: Mecánica de la fractura aplicada "ad hoc" 353

1 INTRODUCCIÓN 356
2 DESARROLLO DEL PERFIL DE LA GRIETA 357
3 INICIACIÓN MÚLTIPLE DE LAS GRIETAS 360
4 CRITERIOS DE AGOTAMIENTO FINAL 362
5 TRATAMIENTOS AVANZADOS 365
6 RESUMEN FINAL 366
7 BIBLIOGRAFÍA 366
DIAPOSITIVAS COMPLEMENTARIAS 367

ESDEP TOMO 14
DISEÑO PARA FATIGA

Lección 14.1: Introducción básica a la Fatiga

OBJETIVOS/CONTENIDO

Resumir los factores principales que afectan a la resistencia a la fatiga, en contraposición a la resistencia estática, de las uniones soldadas e ilustrar el método para efectuar una comprobación de la fatiga.

CONOCIMIENTOS PREVIOS

Lección 13.1.2:	Introducción al Diseño de Uniones
Lección 13.2.1:	Generalidades sobre Uniones Soldadas

LECCIONES AFINES

Lección 14.12:	Determinación de los Factores de Intensidad de Tensión
Lección 14.13:	Mecánica de la Fractura Aplicada a la Fatiga

RESUMEN

Esta lección ofrece una explicación del mecanismo de la fatiga y de la influencia de la soldadura sobre dicho mecanismo. Resume los factores primarios que afectan a la resistencia a la fatiga e introduce las curvas S-N. Se presenta la clasificación de los detalles de fatiga y se revisan los detalles importantes. Se resume el cálculo de la carrera de tensión. Se presentan los tipos principales de carga de fatiga y las bases para su cálculo, junto con una introducción del recuento de ciclos y de los cálculos de los daños para las cargas de amplitud mixta.

NOMENCLATURA

a	parámetro de cálculo de la resistencia de la soldadura
$\Delta\sigma_R$	rango de tensión
$\Delta\sigma_D$	tensión no propagadora, es decir, el rango de tensión de amplitud constante por debajo de la cual las fisuras no aumentarán
N	número de ciclos de resistencia a la fatiga

1. INTRODUCCIÓN

1.1 Naturaleza de la Fatiga

La fatiga es el mecanismo mediante el cual las fisuras se incrementan en una estructura. El crecimiento tan sólo se produce bajo tensiones cíclicas. La rotura final se produce normalmente en zonas sometidas a tensión de tracción cuando la sección transversal reducida se hace insuficiente para soportar la carga máxima sin que se produzca la rotura. En condiciones de servicio normales, las fisuras no se propagan mientras la carga sobre la estructura sea estacionaria. Muchas estructuras, tales como pórticos de edificios, no experimentan la suficiente tensión cíclica como para originar problemas de fatiga. Este no es el caso de otras estructuras, tales como puentes, grúas y plataformas petrolíferas, en las que la carga dinámica constituye una proporción mayor de la carga total.

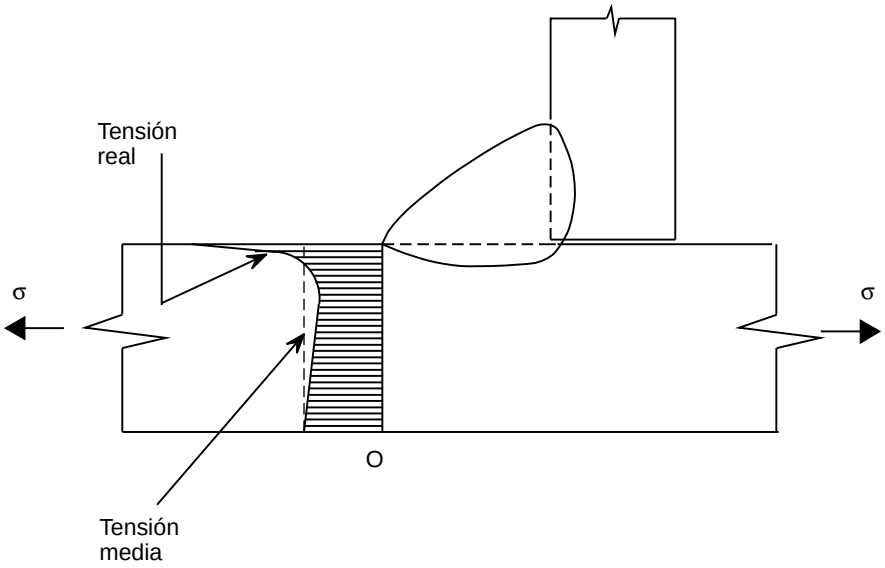


Figura 2 Distribución típica de las tensiones en el borde de una soldadura

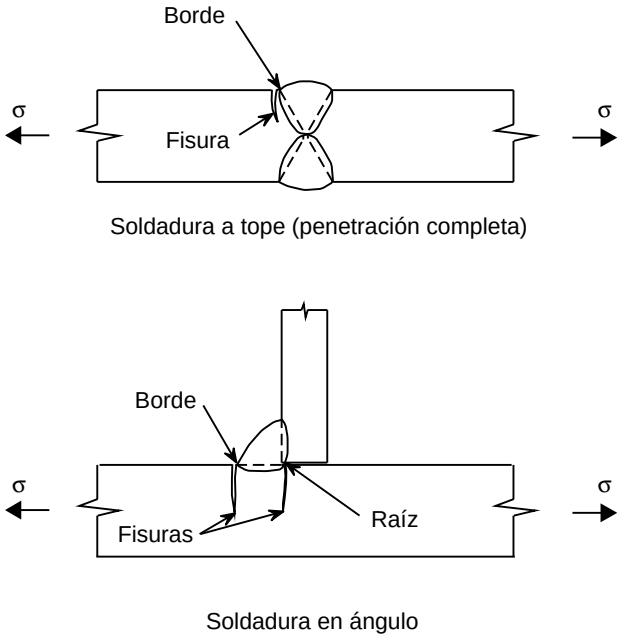


Figura 1 Concentraciones de tensiones locales en soldaduras

1.2 Cómo Afecta la Fatiga a las Soldaduras

En las estructuras metálicas soldadas, es casi seguro que las roturas de fatiga comenzarán a propagarse a partir de las soldaduras y no desde otras uniones, debido a que:

- La mayor parte de los procesos de soldadura dejan minúsculas discontinuidades metalúrgicas a partir de las que pueden propagarse las fisuras. Como resultado de ello, el período inicial, que normalmente es necesario para que aparezca una fisura en un material forjado, es o muy corto o inexistente. De esta manera, las fisuras pasan la

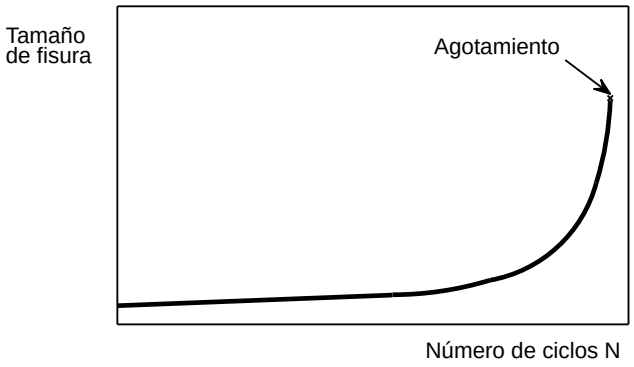


Figura 3 Curva de crecimiento de fisuras

mayor parte de su vida propagándose, es decir, haciéndose más largas.

- La mayor parte de las soldaduras estructurales presentan un perfil sin pulir. Normalmente, los cambios acusados de dirección se localizan en los bordes de las soldaduras a tope y en los bordes y primeros cordones de las soldaduras en ángulo (véase la figura 1). Estos puntos ocasionan concentraciones de tensión locales del tipo que se muestra en la figura 2. Por lo tanto, las pequeñas discontinuidades cercanas a estos puntos reaccionarán igual que si se encontraran en un elemento sometido a mayor tensión y se propagarán con más rapidez.

1.3 Proceso de Crecimiento de las Fisuras

El estudio de la mecánica de fractura muestra que la velocidad de crecimiento de una fisura es proporcional a la raíz cuadrada de su longitud, con la misma fluctuación y el mismo grado de concentración de tensión. Por esta razón, las fisuras de fatiga pasan la mayor parte de su vida en forma de fisuras muy pequeñas que resultan difíciles de detectar. Tan sólo en las últimas etapas de su vida comienza la fisura a causar una pérdida significativa del área de la sección transversal, tal y como muestra la figura 3. Este comportamiento plantea problemas para la inspección de estructuras en servicio.

2. RESISTENCIA A LA FATIGA

2.1 Definición de la Resistencia a la Fatiga y de la Vida de Fatiga

La resistencia a la fatiga de un componente soldado se define como el rango de tensión ($\Delta\sigma_R$) que, fluctuando a una amplitud constante, origina el agotamiento del componente tras un número especificado de ciclos (N). El rango de tensión es la diferencia entre los puntos máximo y mínimo del ciclo (véase la figura 4). El número de ciclos hasta la rotura se denomina resistencia o vida a la fatiga.

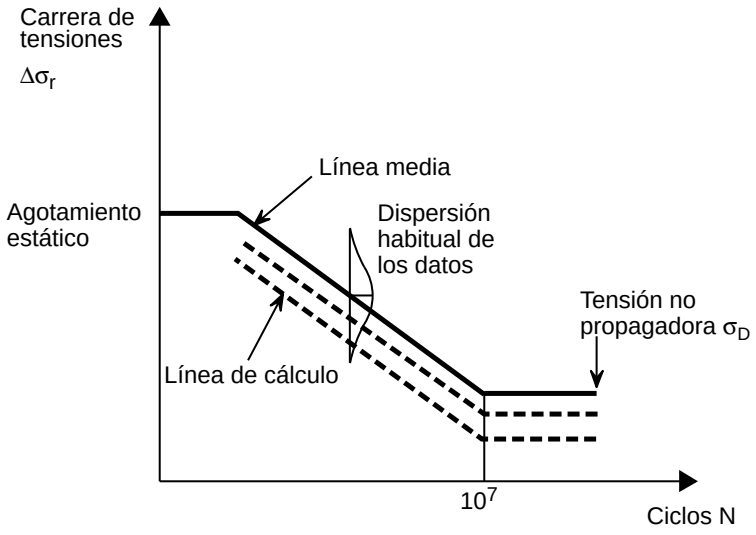


Figura 5 Curva de resistencia a la fatiga (S-N) para ensayos con cargas de amplitud constante

2.2 Factores Primarios que Afectan a la Vida de la Fatiga

Para propósitos prácticos de diseño existen dos factores principales que afectan a la vida de la fatiga de una unión, concretamente:

- El rango de tensión ($\Delta\sigma_R$) en el punto de iniciación de una fisura. Hay reglas especiales para el cálculo de esta tensión.
- La resistencia a la fatiga de la unión. Esta resistencia es primordialmente una función de la geometría y se define mediante el parámetro "a", que varía de unión a unión.

Es posible calcular la vida de la fatiga (N), o resistencia, en número de ciclos hasta la rotura a partir de la expresión:

$$N = \frac{a}{\Delta \sigma_R^m} \qquad (1)$$

o

$$\log N = \log d - m \log \Delta \sigma_R \qquad (2)$$

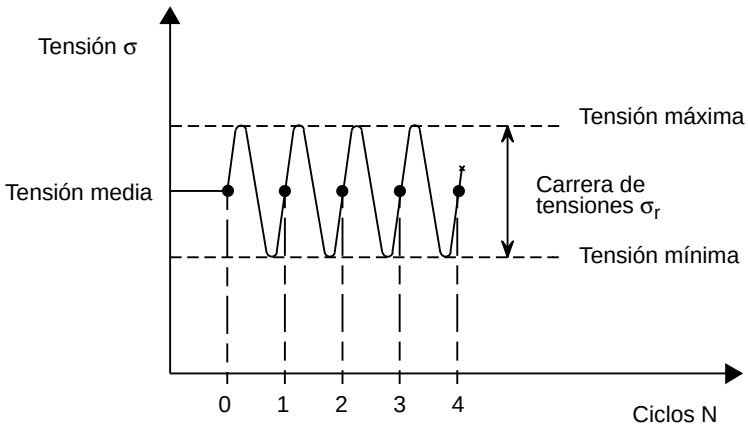


Figura 4 Historia de la tensión de amplitud constante

donde m es una constante, igual a 3 para la mayoría de las uniones soldadas. Por lo tanto, las predicciones de la vida se muestran particularmente sensibles a la precisión de la estimación de la tensión.

2.3 Curva S-N

La expresión que relaciona N y $\Delta \sigma_R^m$ puede trazarse en una escala logarítmica como una línea recta, ecuación (2), y se la denomina una curva S-N. En la figura 5 se muestra un ejemplo. Esta relación

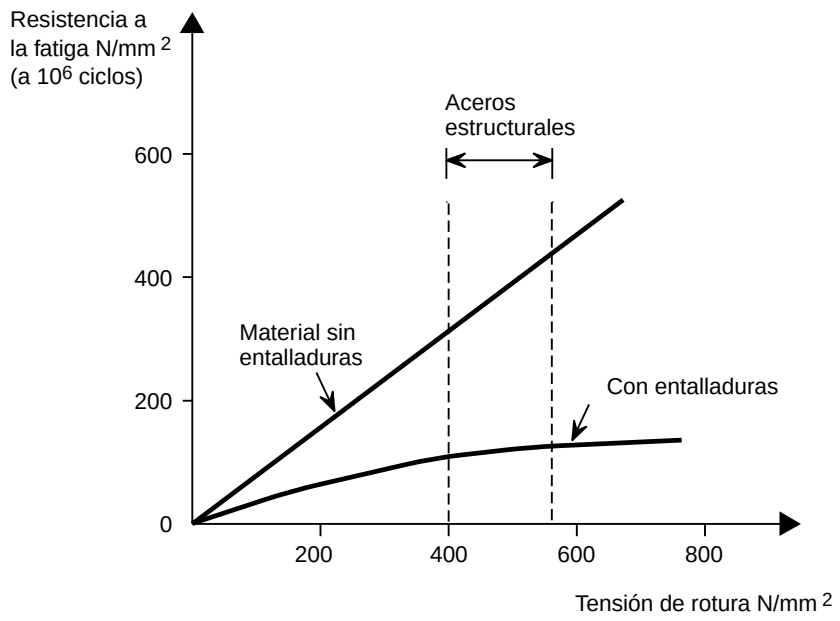


Figura 6 Efectos de resistencia mecánica

se mantiene para un amplio campo de resistencia a la fatiga. Se ve limitada en el extremo inferior de la resistencia a la fatiga por la rotura estática, que se produce cuando se supera la resistencia límite del material. En resistencias a la fatiga que superen unos 5-10 millones de ciclos, los rangos de tensión son generalmente demasiado pequeños para permitir la propagación bajo una carga de amplitud constante. Este límite se denomina la tensión no propagadora ($\Delta\sigma_D$). Por debajo de este rango de tensión las fisuras no se propagarán.

Para cálculo resulta habitual la utilización de curvas S-N que ofrecen resistencias a la fatiga aproximadamente un 25% por debajo de los valores de rotura medios, tal y como se muestra en la figura 5. Se utiliza "a" para la definición de estas líneas.

2.4 Efecto de la Tensión Media

En uniones no soldadas la resistencia se reduce a medida que la tensión media se hace más traccional. En las uniones soldadas, normalmente la resistencia no se reduce en estas circunstancias. Este comportamiento se produce debido a que las tensiones de retracción (o tensiones residuales), que están bloqueadas en las zonas de soldadura durante la fabricación, a menudo alcanzan la fluencia por tracción. La fisura no puede distinguir entre tensión residual o aplicada. Así pues, para los propósitos de cálculo, la curva S-N siempre asume lo peor, es decir, que la tensión máxima del ciclo se encuentre en el límite elástico por tracción. Resulta especialmente importante tener en cuenta este punto ya que significa que las roturas por fatiga pueden propagarse en partes de elementos que normalmente están “a compresión”.

2.5 Efecto de la Resistencia Mecánica

La velocidad de propagación de la fisura no se ve afectada significativamente por las desviaciones de la tensión de prueba, o por la resistencia a la rotura por tracción dentro del campo de los aceros de baja aleación utilizados para propósitos estructurales generales. Estas características tan sólo afectan al período de iniciación, el cual, al ser despreciable en las soldaduras, ejerce una influencia muy pequeña sobre la vida a la fatiga. Este comportamiento contrasta con la fatiga de las uniones no soldadas en las que el aumento de la resistencia mecánica tiene normalmente como resultado una mejora en la resistencia a la fatiga, tal y como se muestra en la figura 6.

3. CLASIFICACIÓN DE LAS UNIONES

3.1 Clases de Uniones

El parámetro de resistencia a la fatiga (K_2) de diferentes uniones soldadas varía de acuerdo con la gravedad del efecto de la concentración de tensiones. Puesto que hay una amplia variedad de uniones utilizadas habitualmente, las uniones con valores de K_2 similares se agrupan juntas en una clase de unión independiente y se les asigna un valor de K_2 específico.

Estos datos se han obtenido a partir de ensayos de fatiga de amplitud variable realizados sobre probetas simples que contenían diferentes tipos de uniones soldadas. Para las uniones utilizadas con mayor frecuencia se ha observado la conveniencia de dividir los resultados en catorce clases principales. Estas clases son:

La tabla anterior se ha tomado del Eurocódigo 3 [1]. No incluye los datos de S-N para las uniones tubulares huecas no rigidizadas.

3.2 Tipos de Uniones

Normalmente hay varios tipos de uniones dentro de cada clase. Cada uno de los tipos presenta una descripción muy específica que define la geometría tanto microscópica como macroscópicamente. Las características principales que afectan al tipo de unión y por lo tanto a su clasificación son:

- Forma del elemento:

  por ejemplo, chapa, perfil laminado, acero para armaduras de hormigón.

- Emplazamiento de la iniciación anticipada de la fisura.

Categoría de unión $\Delta\sigma_c$ (N/mm^2)	d	m
160	$7{,}962\ 10^{12}$	3
140	$5{,}636\ 10^{12}$	3
125	$3{,}990\ 10^{12}$	3
112	$2{,}825\ 10^{12}$	3
100	$2{,}000\ 10^{12}$	3
90	$1{,}416\ 10^{12}$	3
80	$1{,}002\ 10^{12}$	3
71	$0{,}710\ 10^{12}$	3
63	$0{,}502\ 10^{12}$	3
56	$0{,}356\ 10^{12}$	3
50	$0{,}252\ 10^{12}$	3
45	$0{,}178\ 10^{12}$	3
40	$0{,}126\ 10^{12}$	3
36	$0{,}089\ 10^{12}$	3

Tal y como se muestra en la figura 7, es posible trazar estas clases como una familia de curvas S-N. La diferencia entre los rangos de tensión entre curvas vecinas oscila normalmente entre un 15 y un 20%.

El emplazamiento debe definirse con respecto a la dirección de la fluctuación de la tensión. Una unión estructural cualquiera puede contener más de un emplazamiento de iniciación potencial, en cuyo caso la

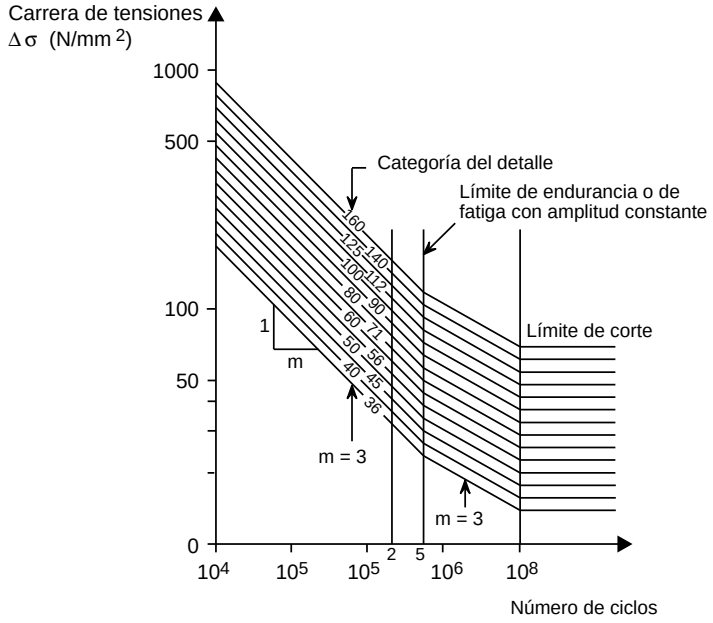


Figura 7 Curvas de resistencia a la fatiga (S-N) de cálculo

unión podría encuadrarse en dos o más tipos de uniones.

- Dimensiones principales:

  por ejemplo, perfil de la soldadura, magnitud del componente, proximidad de los bordes, brusquedad del cambio en la sección transversal.

- Requisitos para la fabricación:

  por ejemplo, el tipo de proceso de soldadura, cualquier pulido de partes concretas de la unión.

- Requisitos para la inspección:

  es posible que resulte necesario aplicar procedimientos de inspección especiales en el caso de las uniones de las clases más altas con el fin de asegurar que no existan defectos perjudiciales de la soldadura.

Debe tenerse presente que si la fatiga resulta crítica en el diseño, los controles extra del trabajo de taller pueden aumentar significativamente el coste total por encima del coste que se limite a considerar la resistencia estática.

Se muestran ejemplos de diferentes tipos de uniones soldadas y sus clases en el Eurocódigo 3: Parte 1.1 [1].

3.3 Tipos de Uniones más comunes

La figura 8 muestra algunas de las uniones más importantes que deben buscarse en las estructuras de acero soldadas. Éstas son:

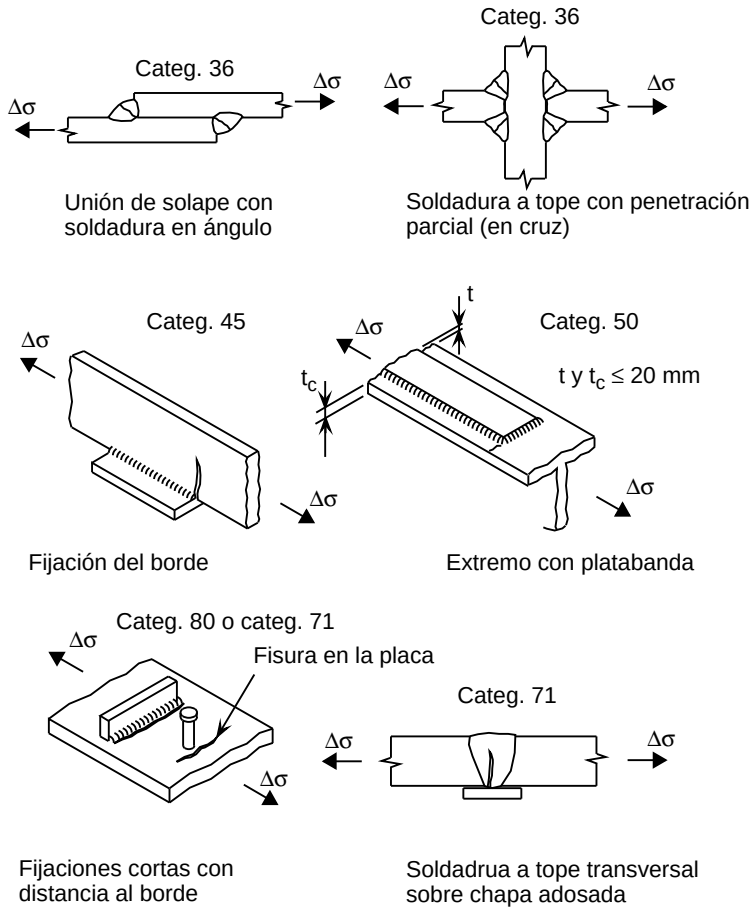


Figura 8a Tipos de detalle y sus categorías de fatiga correspondiente

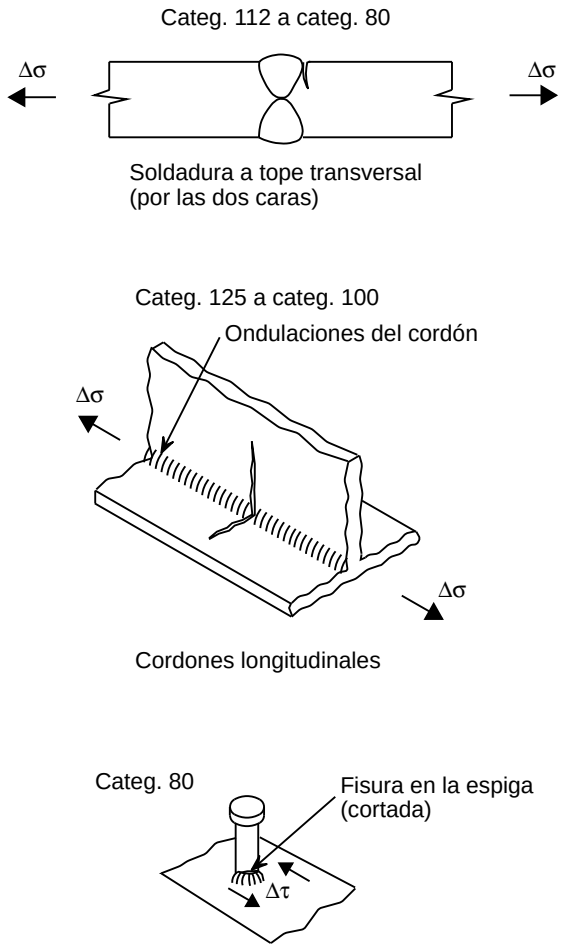


Figura 8b Algunos tipos de detalle habituales y sus categorías de fatiga

- Soldaduras en ángulo que soporten cargas y soldaduras a tope de penetración parcial. Estas uniones pertenecen a la categoría 36 en lo relativo al inicio de rotura en la raíz y propagación a través de la garganta.

- Uniones soldadas de borde. Constituyen la categoría 45. Observése que es posible que la soldadura de unión no esté transfiriendo ninguna tensión. La rotura se extiende al elemento desde el borde de la soldadura.

- Extremos de chapas planas largas, por ejemplo platabandas, pertenecen a la categoría 50.

- La mayor parte de las uniones cortas en la dirección de la tensión son de la categoría 80 ó 71, siempre y cuando no se encuentren en un borde.

- Las soldaduras a tope de penetración completa transversales pueden oscilar de la categoría 12,5 a la 36, dependiendo de cómo estén hechas.

- Se ha observado que las soldaduras largas continuas en estructuras soldadas en obra son de la categoría 100.

Debe tenerse en cuenta que se ha observado que la mayor parte de los emplazamientos potenciales de fatiga de las estructuras soldadas son de la categoría 80 o inferior.

4. PARÁMETROS DE TENSIÓN POR FATIGA

4.1 Área de Tensión

Las áreas de tensión son esencialmente similares a las que se utilizan para el cálculo estático. Para una fisura que se inicie en el borde de una soldadura se utiliza la sección transversal del elemento a través del que se produce la propagación. Para una fisura que se inicie en la raíz y se propague a través de la garganta de la soldadura se utiliza el área mínima de la garganta, tal y como se muestra en la figura 8a.

4.2 Cálculo del Rango de Tensión $\Delta\sigma$

La fluctuación de fuerzas en la estructura se debe calcular elásticamente. No se permite la redistribución plástica.

La tensión sobre la sección transversal crítica es la tensión principal en la posición del borde de la soldadura (en el caso de las fisuras de los bordes de soldaduras). Se utiliza la teoría elástica simple asumiendo que las secciones planas permanecen planas (véase la figura 9). Se ignora el efecto de la concentración de tensiones local causado por el perfil de la soldadura, puesto que este efecto ya se ha contemplado mediante el parámetro "d" que determina la clase de soldadura.

En el caso de roturas en la garganta, se utiliza la suma vectorial de las tensiones sobre la garganta de la soldadura en la posición de la tensión vectorial mayor a lo largo de la soldadura, igual que en el cálculo estático.

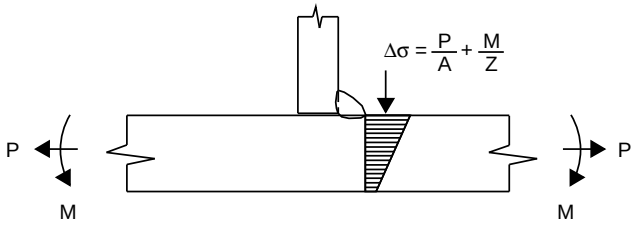


Figura 9 Parámetros de la tensión de cálculo para fisuras que se propagan en el metal de base

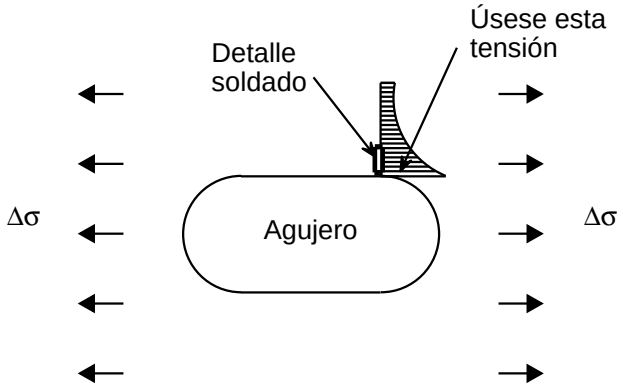


Figura 10 Parámetros de la tensión de cálculo para fisuras que se inician en puntos de concentración de tensiones debidos a la geometría

Se producen excepciones a esta regla en el caso de uniones no reforzadas entre elementos esbeltos tales como tubos. En este caso, el parámetro de la tensión es la Tensión Hot Spot. Esta tensión se calcula en el punto de la iniciación esperada de fisura, teniendo en cuenta la deformación elástica real en la unión, es decir, sin asumir que las secciones planas permanezcan planas.

4.3 Efectos de las Concentraciones de Tensión Geométricas y Otros Efectos

Allí donde un elemento presente grandes cambios en su sección transversal, por ejemplo en el caso de que existan agujeros en el acero, existirán zonas de concentración de tensiones debidas al cambio de la geometría. En el cálculo estático las tensiones se basan en el área neta, ya que normalmente la redistribución plástica reducirá estos valores máximos en la carga límite. Con la fatiga esto no es así y, si hay una unión soldada en el área de elevación de tensión geométrica, se debe utilizar la tensión real, tal y como se muestra en la figura 10.

4.4 Efectos Secundarios

Similarmente, para el cálculo de las tensiones se permiten los efectos secundarios, tales como los debidos a la fijeza de las uniones en estructuras reticulares y el desfase de cortante así como otros efectos deformantes en vigas esbeltas.

5. CARGAS POR FATIGA

5.1 Tipos de Carga

Ejemplos de estructuras y de las cargas que pueden causar fatiga son:

Puentes:	Vehículos comerciales, trenes de mercancías
Grúas:	Izado, cargas en movimiento y cargas estáticas
Plataformas marítimas:	Olas
Chimeneas esbeltas:	Rachas de viento

El objetivo del proyectista consiste en anticipar la secuencia de las cargas de servicio a lo largo de la vida de la estructura. La magnitud de la carga máxima, que resulta vital para los propósitos del cálculo estático, no reviste generalmente un gran interés ya que tan sólo representa un ciclo entre millones. Por ejemplo, las vigas de puentes de autopistas pueden experimentar 100 millones de ciclos significativos a lo largo de su vida. La secuencia es importante ya que afecta al rango de tensión, especialmente si es más de un sistema de carga independiente el que carga la estructura.

Por motivos de conveniencia, normalmente se simplifican las cargas en un espectro de carga, que define una serie de bandas de niveles de carga constante y el número de veces que se experimenta cada banda, tal y como se muestra en la figura 11.

Las estructuras esbeltas, con frecuencias naturales lo bastante bajas como para responder a la frecuencia de carga, pueden sufrir una amplificación dinámica de la tensión. Esta amplificación puede acortar la vida considerablemente.

El Eurocódigo 1 [2] constituye una fuente útil de información.

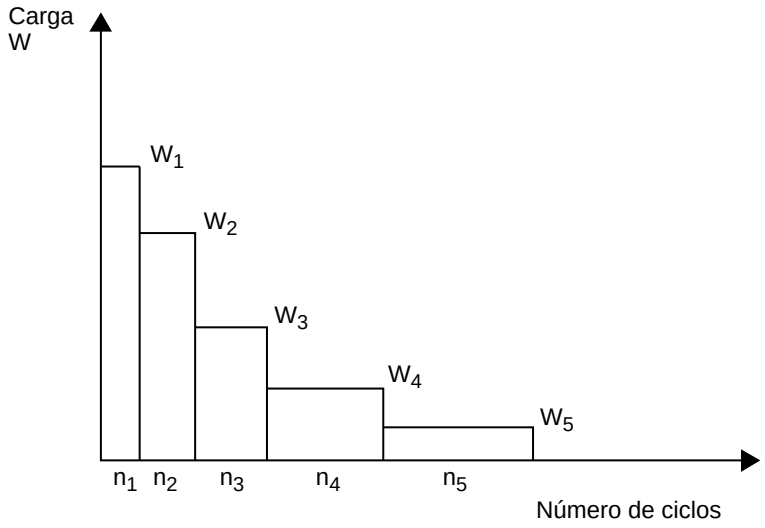


Figura 11 Espéctro de carga de cálculo

5.2 Recuento de Ciclos

En la práctica, la mayor parte de las historias de tensiones en las estructuras reales son del tipo de amplitud constante, que se muestra en la figura 12, en contraposición al de amplitud variable que se muestra en la figura 4. Estas historias constituyen un problema a la hora de definir el número y amplitud de los ciclos.

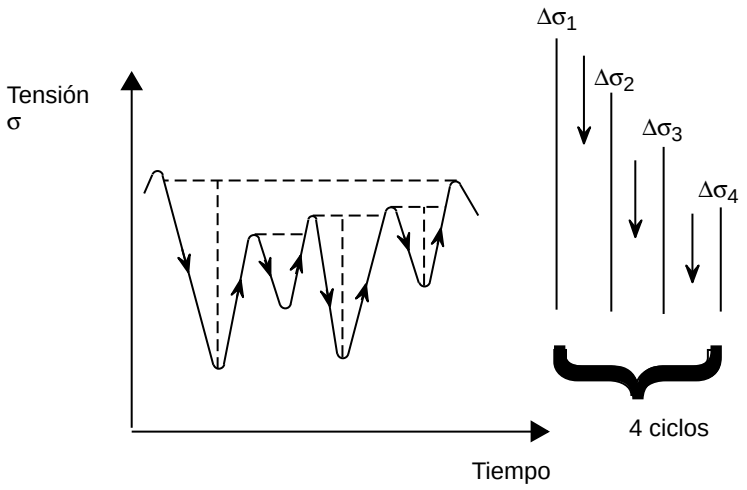


Figura 12 Historia de tensiones de amplitud variable y espectro resultante de tensiones

El primer paso consiste en descomponer la secuencia en un espectro de tensiones, tal y como se muestra en la figura 12, utilizando un método de recuento de ciclos. Es posible utilizar varios métodos. Los dos que se utilizan con mayor frecuencia son el Método de Recogida de Lluvia y el Método de el Embalse. Este último, fácil de utilizar manualmente para historias de tensiones cortas, se describe en la lección 14.2. El primero resulta más conveniente para el análisis de historias de tensiones largas utilizando un ordenador.

6. CÁLCULO DE DAÑOS

Bajo cargas de amplitud variable, la vida se calcula mediante el cálculo de los daños totales efectuados por cada ciclo del espectro de tensiones. En la práctica, este espectro se simplifica a un número manejable de bandas, tal y como se muestra en la figura 13.

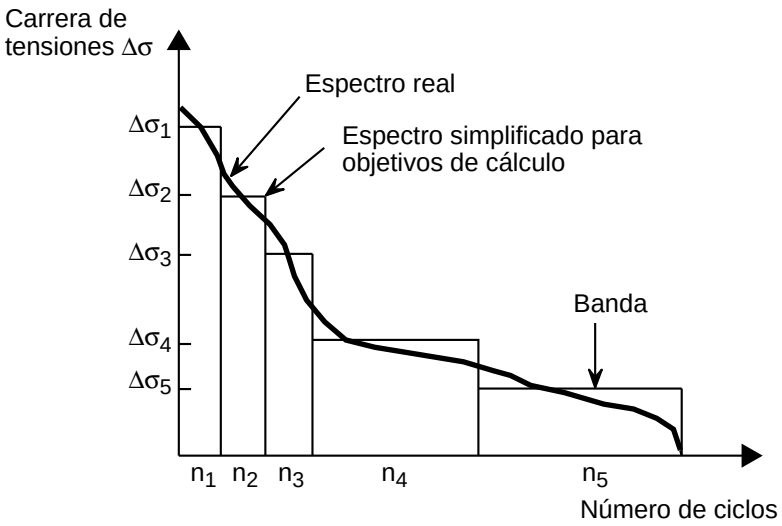


Figura 13 Simplificación del espectro de tensiones

Los daños ocasionados por cada banda del espectro se definen como donde n representa el número necesario de $\frac{n}{N}$ ciclos en la banda durante la vida de cálculo y N representa la resistencia a la fatiga bajo ese rango de tensión (véase la figura 14).

Si se ha de prevenir la rotura antes de que finalice la vida de cálculo especificada, debe cumplirse la regla de Palmgren-Miner. Esta regla indica que los daños efectuados por todas las bandas juntas no debe ser superior a la unidad, es decir:

$$\frac{n_1}{N_1} + \frac{n_2}{N_2} + \ldots\ldots \frac{n_n}{N_n} \leq 1$$

Debe tenerse en cuenta que, cuando se producen cargas de amplitud variable, las bandas del espectro con valores de $\Delta\sigma$ inferiores a $\Delta\sigma_D$ pueden continuar causando daños. Los daños se producen debido a que los ciclos de mayor amplitud pueden comenzar a propagar la fisura. Una vez que ésta comienza a propagarse, los ciclos más bajos se hacen efectivos. En este caso, el límite de fatiga de amplitud constante horizontal $\Delta\sigma_D$ que se muestra en la figura 5 se reemplaza por una línea inclinada con un gradiente logarítmico de $\frac{1}{m+2}$.

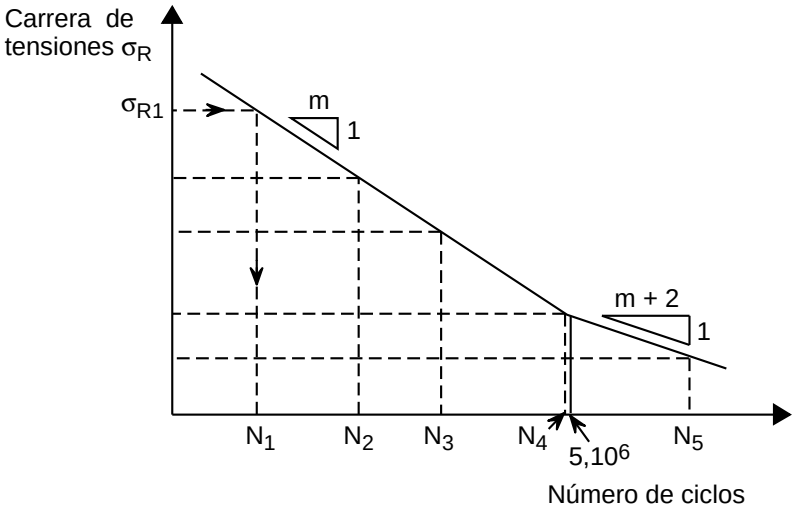


Figura 14 Determinación de la anchura de cada banda

7. RESUMEN FINAL

- La fatiga y el colapso estático (bien sea por rotura bien sea por pandeo) dependen de varios factores diferentes, concretamente:
  - La fatiga depende de la secuencia de la carga de servicio total (no de un caso de carga extrema).
  - La fatiga de las soldaduras no mejora como consecuencia de mejores características mecánicas.
  - La fatiga se muestra muy sensible a la geometría de las uniones.
  - La fatiga precisa de una predicción más exacta de la tensión elástica.
  - La fatiga supone más exigencias para el trabajo del hombre y la inspección.
- Por lo tanto, es importante verificar tempranamente en el cálculo si es probable que la fatiga sea crítica. No puede confiarse en los márgenes de seguridad aceptables frente a un colapso estático para ofrecer la seguridad adecuada frente a la fatiga.
- Las áreas con una relación de tensiones dinámicas/estáticas elevada y que contengan uniones de la categoría baja 36 deben ser las primeras en inspeccionarse. La verificación debe cubrir todas las uniones soldadas a un elemento, aunque sea insignificante, y no limitarse a las uniones estructurales principales. Téngase en cuenta que esta verificación debe incluir las adiciones soldadas a la estructura en servicio.
- Si la fatiga es crítica, la elección de uniones se verá limitada. Deberá perseguirse la simplicidad de las uniones y la uniformidad del recorrido de las tensiones.
- Esté preparado para un mayor coste de las estructuras críticas con respecto a la fatiga.

8. BIBLIOGRAFÍA

[1] Eurocódigo 3: “Design of Steel Structures”: ENV1993-1-1: Part 1.1: General Rules and Rules for Buildings, CEN 1992.

[2] Eurocódigo 1: “Basis of Design and Actions on Structures”, CEN

9. BIBLIOGRAFÍA ADICIONAL

1. Maddox, S.J. “Fatigue Strength of Welded Structures“, Cambridge, Abington Publishing, 1991.

2. Gurney, T. R., “Fatigue of Welded Structures”, 2nd ed., Cambridge University Press, 1991.

3. Narayanan, R. (ed), “Structures Subjected to Repeated Loading”, London, Elsevier Applied Science, 1991.

ESDEP TOMO 14
DISEÑO PARA FATIGA

Lección 14.2: Introducción Avanzada a la Fatiga

OBJETIVOS/CONTENIDO

Introducir los conceptos y definiciones principales relativos al proceso de la fatiga e identificar los factores principales que influyen sobre el comportamiento ante la fatiga de los materiales, componentes y estructuras.

CONOCIMIENTOS PREVIOS

Lección 14.1: Introducción Básica a la Fatiga

LECCIONES AFINES

RESUMEN

Se describe el proceso físico del inicio de las roturas por fatiga en probetas lisas y entalladas bajo la influencia de cargas cíclicas y se discute la importancia de este proceso para la fatiga de las estructuras reales.

Se explica la base de los diferentes métodos de recuento de los ciclos de tensiones para cargas de amplitud variable. Se describen los efectos del espectro de frecuencias y del diagrama de superación.

1. INTRODUCCIÓN

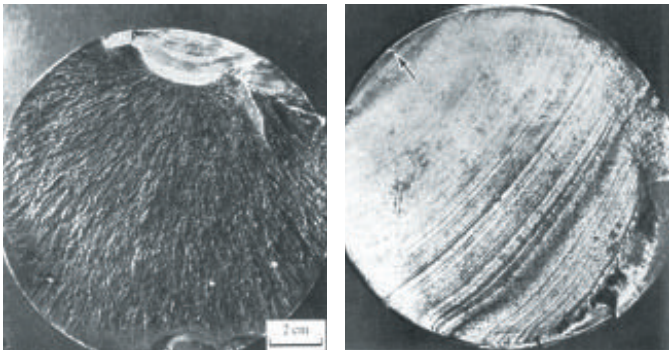
Normalmente se habla de la fatiga como un proceso durante el cual se acumulan daños en un material sometido a cargas cíclicas, produciéndose finalmente el agotamiento incluso si la carga máxima está muy por debajo del límite elástico del material. La fatiga es un proceso de reducción de la resistencia local que se produce en materiales industriales tales como aleaciones metálicas, polímeros y compuestos, como por ejemplo hormigón y plásticos reforzados con fibras embebidas. A pesar de que los detalles fenomenológicos del proceso pueden variar de un material a otro, la siguiente definición proporcionada por ASTM [1] da cabida a los agotamientos por fatiga en todos los materiales:

> Fatiga: el proceso de alteración estructural permanente, **progresivo y localizado**, que se produce en un material sometido a condiciones que originan tensiones cíclicas y deformaciones en algún punto o puntos, y que puede culminar en fisuras o en rotura total tras un número suficiente de oscilaciones.

Las palabras resultadas en la definición anterior indican las características importantes del proceso para la fatiga en materiales metálicos. La fatiga es un proceso progresivo en el que los daños se desarrollan lentamente durante las primeras etapas y se aceleran rápidamente hacia el final. Así pues, la primera etapa consiste en una fase de iniciación de una fisura, que en el caso de piezas lisas y débilmente entalladas sometidas a ciclos de cargas reducidas, puede suponer más del 90 por ciento de su vida. En la mayor parte de los casos, el proceso de iniciación está confinado a una pequeña área, normalmente de elevada tensión local, donde se acumulan los daños durante el esfuerzo. En partes adyacentes de los componentes, en las que las tensiones tan sólo son ligeramente menores, es posible que no se produzcan daños por la fatiga y, por lo tanto, estas partes tienen una vida a la fatiga infinita. Normalmente, el proceso de iniciación produce varias microfisuras que pueden propagarse independientemente en mayor o menor medida hasta que una de ellas se hace dominante mediante un proceso de fusión y las microfisuras comienzan a interactuar. Bajo una carga de fatiga estable, esta fisura se propaga lentamente, pero su propagación comienza a acelerarse cuando la reducción de la sección transversal aumenta el campo local de tensiones cerca del frente de la fisura. El agotamiento final se produce en forma de rotura inestable cuando el área restante es demasiado pequeña para soportar la carga. En muchos casos, estas etapas del proceso de la fatiga pueden relacionarse con características distintivas de la superficie de rotura de los componentes que han fallado bajo cargas cíclicas. Por lo tanto, la presencia de estas características puede utilizarse para identificar la fatiga como la causa probable del agotamiento.

2. CARACTERÍSTICAS DE LAS SUPERFICIES DE ROTURA POR FATIGA

En la diapositiva 1 se muestran las superficies de rotura típicas en componentes mecánicos que estuvieron sometidos a cargas de fatiga. Una característica típica de la morfología de la superficie que resulta evidente en ambas macrografías la constituye la zona plana y lisa de la superficie que exhibe marcas. Esta zona representa la porción de la superficie de rotura en la que la fisura se propagó de modo lento y estable. Las regiones más irregulares, que muestran evidencias de una deformación plástica importante, son el área de fractura final a través de la cual la fisura progresó de modo inestable. Las marcas superficiales pueden formar anillos concéntricos que apuntan hacia las áreas de iniciación. El origen de la rotura de fatiga puede ser más o menos distintivo. En algunos casos, es posible identificar un defecto como el origen de la fisura, mientras que en otros no se observa una razón aparente que explique a qué es debido que la fisura se haya iniciado en un punto concreto de la superficie de rotura. Si la sección crítica está sometida a una elevada concentración de tensiones, la iniciación de la fatiga puede producirse en muchos puntos, a diferencia del caso de las piezas no entalladas, en las que normalmente la fisura se propaga únicamente a partir de un punto (véase la figura 1). Si bien la presencia de cualquier defecto en el origen de la fisura puede indicar la causa del agotamiento por fatiga, el área de la propagación de la fisura puede proporcionar información con respecto a la magnitud de las cargas de fatiga, así como acerca de la variación en el patrón de carga. En primer lugar, la magnitud relativa de las áreas de crecimiento lento y de rotura final proporcionan una indicación acerca de las



Diapositiva 1

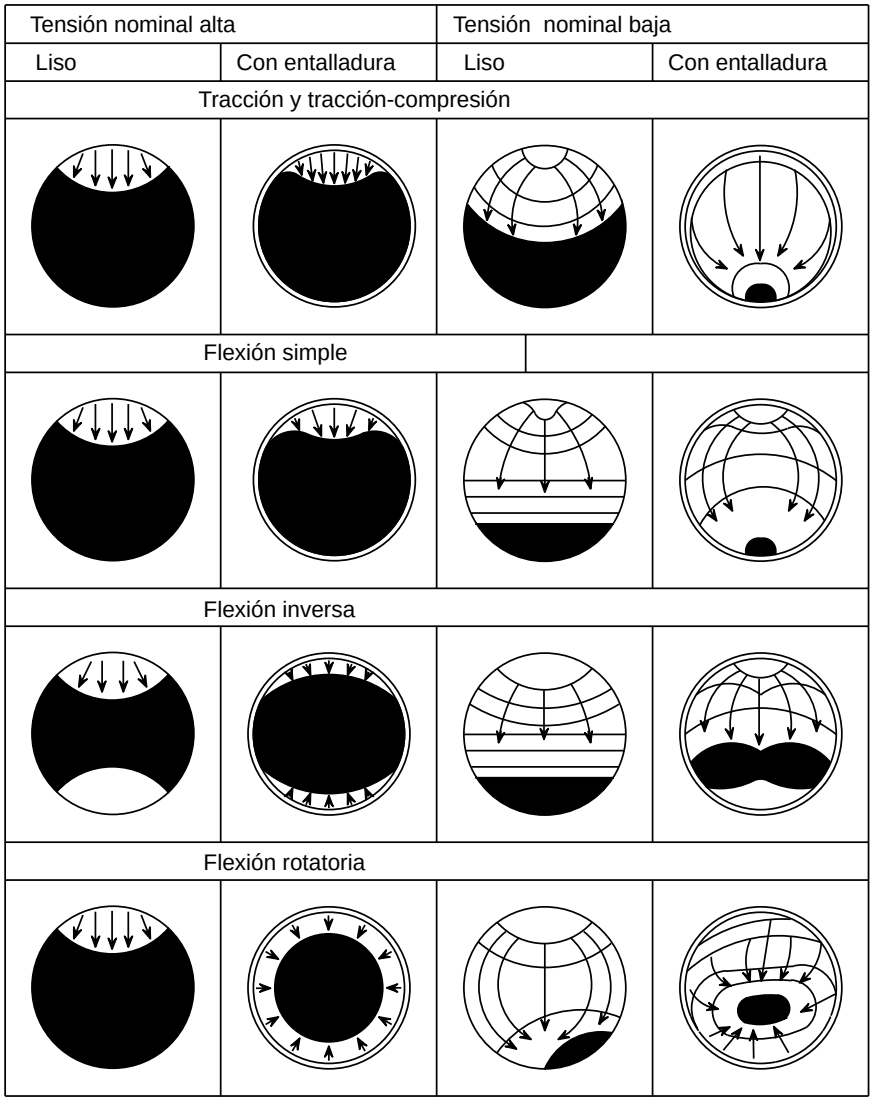
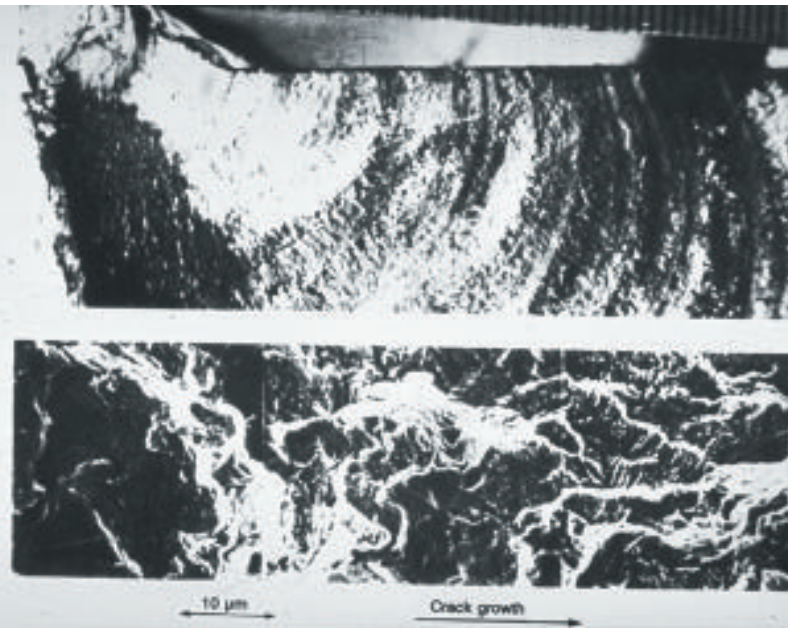


Figura 1 Esquemas de superficies de rotura a tensión alta y baja

Diapositiva 2

tensiones máximas y de la resistencia a la fatiga del material. Así pues, un área de rotura final grande en un material concreto indica una carga máxima elevada, mientras que un área reducida indica que la carga fue menor durante la rotura. Igualmente, en el caso de una tensión máxima fija, el área relativa correspondiente a la propagación lenta de la fisura aumenta con la resistencia a la fatiga del material (o con la resistencia a la tracción si la rotura final es una rotura por sobrecarga totalmente dúctil).

Las marcas superficiales se forman cuando la fisura se propaga intermitentemente y a diferentes velocidades durante variaciones aleatorias del patrón de carga bajo la influencia de un entorno corrosivo cambiante. Por lo tanto, las marcas no se observan en las superficies de probetas de fatiga ensayadas bajo condiciones de carga de amplitud constante, sin periodos de inicio-paro. La propagación media de la fisura es del orden de unos pocos milímetros por millón de ciclos en el caso de la fatiga de ciclo grande, y es evidente que la distancia entre bandas en las marcas superficiales no constituye una medida de la velocidad del avance de la fisura en cada ciclo de carga. No obstante, el examen mediante microscopio electrónico a ampliaciones de entre 1.000x y 30.000x puede revelar ondas características en la superficie, denominadas estriaciones de fatiga (véase la diapositiva 2). A pesar de que sus apariencias son en cierta manera similares, estas líneas no son las marcas superficiales descritas anteriormente, ya que una marca de playa puede contener miles de estriaciones. Durante cargas de fatiga de amplitud constante, a velocidades de propagación relativamente altas en materiales dúctiles, tales como acero inoxidable y aleaciones de aluminio, la separación entre las estriaciones representa el avance de la fisura en cada ciclo de carga. Pero, a tensiones reducidas, la fatiga de ciclo grande ocurrirá allí donde la distancia entre las estriaciones es inferior a la distancia atómica (-2.5 x 10^{-8} m) por ciclo. Bajo estas condiciones, la fisura no avanza simultáneamente a lo largo de su frente,



Diapositiva 3

sino que la propagación se produce tan sólo a lo largo de algunas porciones durante unos pocos ciclos, deteniéndose entonces mientras continúa a lo largo de otros segmentos. Las estriaciones, como las que muestra la figura 3, no se observan cuando la fisura se propaga mediante otros mecanismos, tales como fusión de microporos o, en los materiales frágiles, microclivaje.

En los aceros de construcción, la fisura puede propagarse por medio de estos tres mecanismos y puede resultar difícil observar las estriaciones. En la diapositiva 3 se muestra un ejemplo de marcas de playa y estriaciones en la fractura que se originó en un defecto importante de un acero C-Mn soldado con un límite elástico de aproximadamente 360 Mpa.

3. NATURALEZA DEL PROCESO DE LA FATIGA

A partir de la descripción de las superficies que presentan roturas por fatiga, es posible identificar tres etapas en el proceso de la fatiga:

Etapa I: Iniciación de una fisura

Etapa II: Propagación de una fisura dominante

Etapa III: Rotura final

La fisuración por fatiga en los metales se asocia siempre con la acumulación de deformaciones plásticas irreversibles. El proceso de la fisura que se describe a continuación es aplicable a las probetas lisas fabricadas en materiales dúctiles.

En la fatiga de ciclo grande, la tensión máxima en forma de cargas cíclicas, que finalmente cause el agotamiento por fatiga, puede estar muy por debajo del límite elástico del material, y no se produce una deformación plástica a gran escala. Sin embargo, las deformaciones plásticas pueden acumularse en una superficie libre como resultado de los movimientos de dislocación. Las dislocaciones son defectos lineales en la estructura reticular que pueden desplazarse y multiplicarse bajo la acción de la tensión tangencial, dejando una deformación permanente. La movilidad de la dislocación y, por lo tanto, la cantidad de deformación (o deslizamiento) es mayor en una superficie libre que en el interior de materiales cristalinos debido a la ausencia de la contención que suponen las juntas intergranulares. La orientación individual de los granos en los metales estructurales policristalinos es aleatoria. No obstante, cada grano tiene una estructura atómica ordenada que origina propiedades direccionales. La deformación, por ejemplo, se produce en planos cristalográficos de fácil deslizamiento a lo largo de los que las dislocaciones pueden desplazarse con más facilidad que en otros planos. Puesto que el deslizamiento está controlado principalmente por la tensión tangencial, la deformación por deslizamiento se produce a lo largo de planos cristalográficos que están orientados cerca de 45° con respecto a la dirección de la tensión de tracción. Los resultados de esta deformación consisten en que los planos atómicos se deslizan con relación a sus iguales, produciéndose una discontinuidad de la superficie en bandas de deslizamiento. Durante ciclos adicionales, la deformación de la banda de deslizamiento se intensifica en la superficie y se extiende hacia el interior del grano, produciéndose las llamadas bandas de deslizamiento persistentes (PSBs). El nombre es producto de la observación que se hizo, en los primeros estudios de la fatiga, de que la banda de deslizamiento reaparecería -"persistiría"- en el mismo lugar, una vez que se hubiera eliminado una fina capa superficial mediante elastopulido. La acumulación del flujo plástico local origina surcos y senos superficiales llamados extrusiones e intrusiones, respectivamente, figura 2. La cohesión entre las capas de la banda de deslizamiento se ve debilitada por la oxidación de las superficies recientes y por el endurecimiento del material deformado. En cierto momento de este proceso se desarrollan pequeñas fisuras en las intrusiones. Estas microfisuras pueden propagarse a lo largo de los planos de deslizamiento, es decir, se trata de un proceso promovido por la tensión tangencial. La propagación en el modo tangencial, denominada etapa de propagación I, se extiende por unos pocos granos. Durante ciclos continuados, las microfisuras de los diferentes granos se fusionan, produciéndose una o unas pocas fisuras dominantes. La carrera de tensión asociada a la fisura dominante ocasiona una propaga-

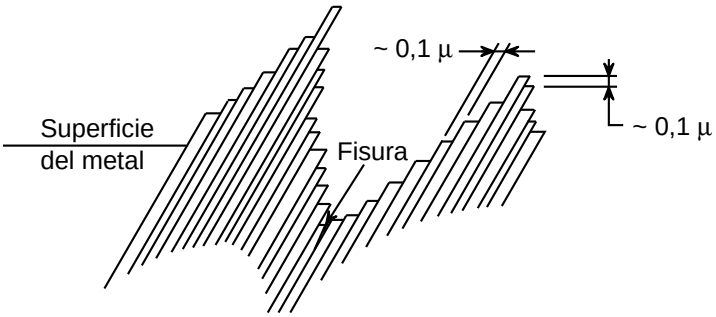


Figura 2 Banda de deslizamiento con extrusiones e intrusiones generadas en la superficie de un grano sujeto a tensión cíclica. La fisura se inicia en la intrusión

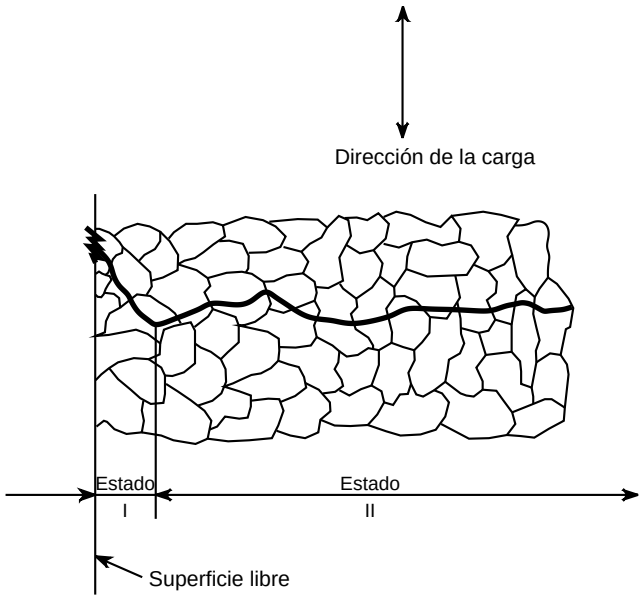


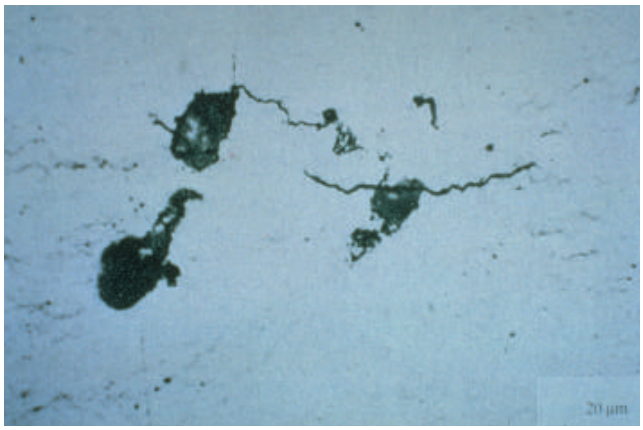
Figura 3 Propagación de fisura en estado I y II en material policristalino

ción adicional, bajo la acción primaria de la tensión principal máxima; a ésta se la denomina etapa de propagación II. El recorrido de la fisura es ahora esencialmente perpendicular al eje de la tensión de tracción. No obstante, el avance de la fisura sigue estando influido por la orientación cristalográfica de los granos y se propaga en un recorrido en zig-zag a lo largo de los planos de deslizamiento y planos de clivaje, de grano a grano (véase la figura 3). La mayor parte de las roturas de fatiga avanzan a través de las juntas intergranulares, tal y como se indica en la figura 3, es decir, en un modo transcristalino. Sin embargo, a altas temperaturas o en un entorno corrosivo, las juntas intergranulares pueden hacerse más débiles que la matriz del grano, produciéndose una propagación intercristalina de la fisura. La superficie de rotura creada por la etapa de propagación II de la fisura se caracteriza, en los metales dúctiles, por estriaciones cuya densidad y anchura puede relacionarse con el nivel de tensión aplicado.

Puesto que la aparición de la fisura está relacionada con la magnitud de la tensión, cualquier concentración de tensión en forma de defectos superficiales internos o externos puede reducir acusadamente la vida a la fatiga, especialmente cuando la fase de iniciación ocupa una parte significativa de la vida total. Así pues, una pieza que presente una superficie lisa y pulida tiene generalmente una mayor resistencia a la fatiga que otra que presente una superficie sin labrar. La iniciación de una fisura también puede verse facilitada por inclusiones, que se comportan como concentradores internos de las tensiones. En los materiales dúctiles, las deformaciones de la banda de deslizamiento en las inclusiones son mayores que en ningún otro, y las roturas de fatiga pueden iniciarse aquí a menos que dominen otros concentradores de la tensión.

En materiales de alta resistencia, especialmente aceros y aleaciones de aluminio, se observa a menudo un mecanismo de iniciación diferente. En estos materiales, que son altamente resistentes a la deformación por deslizamiento, es posible que la interfase entre la matriz y la inclusión sea relativamente débil, por lo que las fisuras se iniciarán aquí si se produce la descohesión en la superficie de la inclusión, ayudada por el aumento de la carrera de tensión/deformación existente alrededor de ésta. La diapositiva 4 muestra pequeñas roturas por fatiga que se originan en inclusiones situadas en un acero de gran resistencia. Alternativamente, una inclusión dura y frágil puede romperse y se puede iniciar una rotura de fatiga en los bordes de la rotura de clivaje.

Tras la discusión anterior, resulta evidente que no es posible hacer una distinción clara



Diapositiva 4

entre la aparición de una fisura y la propagación de la etapa I. Por lo tanto, “iniciación de una fisura” es un término más bien impreciso que se utiliza para describir una serie de acontecimientos que conducen a la fisura de la etapa II. A pesar de que la etapa de iniciación incluye una cierta cantidad de propagación de la fisura, lo pequeño de la escala de la fisura en comparación con dimensiones microestructurales, tales como tamaño del grano, invalida un análisis de esta fase de propagación basado en la mecánica de la fractura. En cambio, las tensiones y deformaciones locales se relacionan normalmente con constantes de los materiales en los modelos de predicción que se utilizan para calcular la extensión de la etapa I. Normalmente, las constantes de los materiales se obtienen a partir de pruebas realizadas sobre probetas no entalladas sometidas a ciclos controlados de tensión o deformación.

4. CARGA DE FATIGA

La forma más simple de espectro de tensiones al que puede someterse un elemento estructural consiste en una historia tensión-tiempo de amplitud constante o sinusoidal con una carga media constante, tal y como se ilustra en la figura 4. Dado que se trata de un patrón de carga de fácil definición y cuya reproducción en laboratorio es sencilla, constituye la base de la mayor parte de los ensayos de fatiga. Los seis parámetros que se indican a continuación se utilizan para definir un ciclo de tensión de amplitud constante:

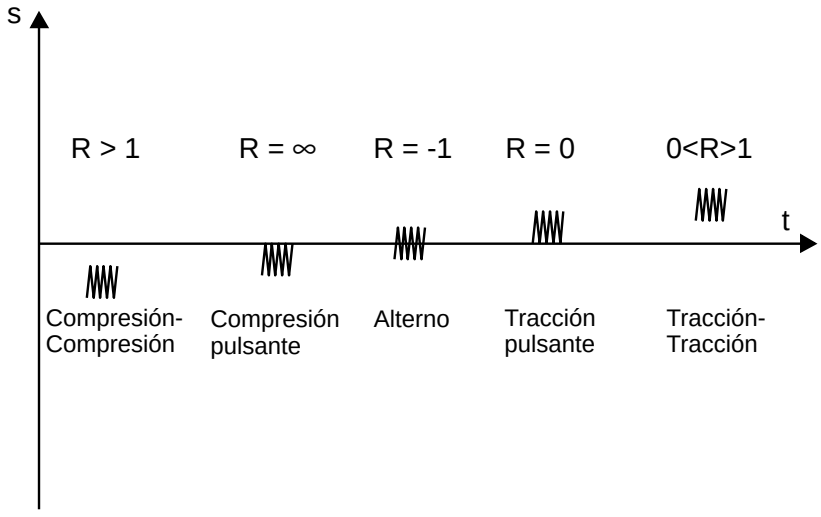


Figura 5 Ciclos de tensiones con diferentes tensiones medias y valores de R

S_{max} = tensión máxima del ciclo

S_{min} = tensión mínima del ciclo

S_m = tensión media del ciclo = $\frac{1}{2}(S_{max} + S_{min})$

S_a = amplitud de la tensión = $\frac{1}{2}(S_{max} - S_{min})$

AS = rango de tensión = $S_{max} - S_{min} = 2S_a$

R = ratio de las tensiones = $\frac{S_{min}}{S_{max}}$

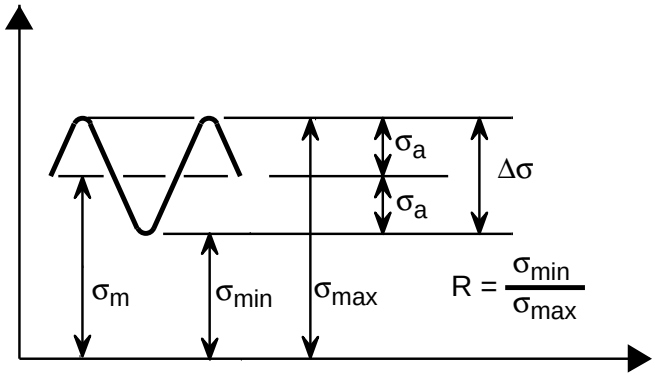


Figura 4 Parámetros de tensión que se usan para definir una carga de amplitud constante

El ciclo de la tensión se define exclusivamente mediante dos cualesquiera de las cantidades anteriores, excepto combinaciones de la carrera de tensión y de la amplitud de la tensión. En la figura 5 se muestran varios patrones de la tensión, con definiciones que se ajustan a la terminología ISO [ ].

La rango de tensión es el parámetro primario que influye sobre la vida a la fatiga, con la tensión media como parámetro secundario. A menudo se utiliza el ratio de las tensiones como indicación de la influencia de las cargas medias, pero el efecto de una carga media constante no es igual al de la tensión media constante. La diferencia entre las curvas S-N con tensión media constante o con ratio-R constante se discute en la sección que se ocupa de los ensayos de fatiga.

La frecuencia de los ensayos es necesaria para definir una historia de la tensión, pero en el caso de la fatiga de materiales metálicos, la frecuencia no es un parámetro importante, excepto a altas temperaturas, cuando la fluencia interactúa con la fatiga o cuando la corrosión influye sobre la vida a la fatiga. En ambos casos, una menor frecuencia de ensayos tiene como resultado una vida más corta.

En la figura 6 se muestran historias de tiempo-tensión típicas obtenidas a partir de estructuras

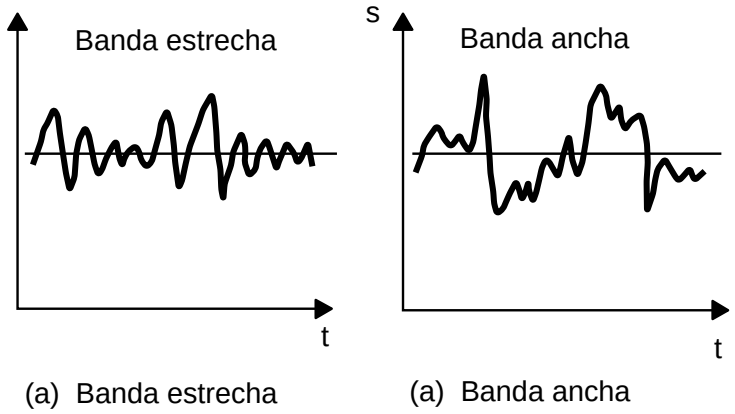


Figura 6 Historias de tiempo-tensión bajo servicio

reales. La secuencia de la figura 6a presenta una tensión media constante, los ciclos de tensiones individuales resultan fácilmente identificables y es necesario evaluar esta historia de la tensión únicamente en términos de la carrera de tensión. Las desviaciones de la tensión más "aleatorias" de la figura 10b se denominan un proceso de banda ancha debido a que la función de la potencia por unidad volumétrica (una representación gráfica de la energía frente a la frecuencia) abarca un amplio campo de frecuencias, en contraste con la de la figura 6a, que esencialmente contiene una frecuencia. La diferencia se ilustra en la figura 7. La historia de la carga de la figura 6, puede interpretarse como una variación de la carga principal con desviaciones menores superpuestas que podrían ser causadas, por ejemplo, por vibraciones de segundo orden o por perturbaciones electrónicas en el sistema de adquisición de carga. En caso de desviaciones reales de la carga media, no sólo el campo, sino también la media de cada ciclo han de ser registrados con el fin de calcular la influencia de la carga media sobre la acumulación de daños. En ambos casos resulta necesario eliminar los ciclos más pequeños, puesto que es posible que estén por debajo del límite de fatiga y, por lo tanto, no causen daños por fatiga, o debido a que no representen ciclos de carga reales. Así pues, resulta necesario un procedimiento de evaluación más complicado para la identificación y el recuento de los ciclos de tensión individuales más importantes y de sus tensiones medias asociadas. Los métodos de conteo, tales como el del par del campo, el de la recogida de lluvia y el de el embalse, han sido diseñados para lograr este objetivo. Estos procedimientos se describen el punto 7.

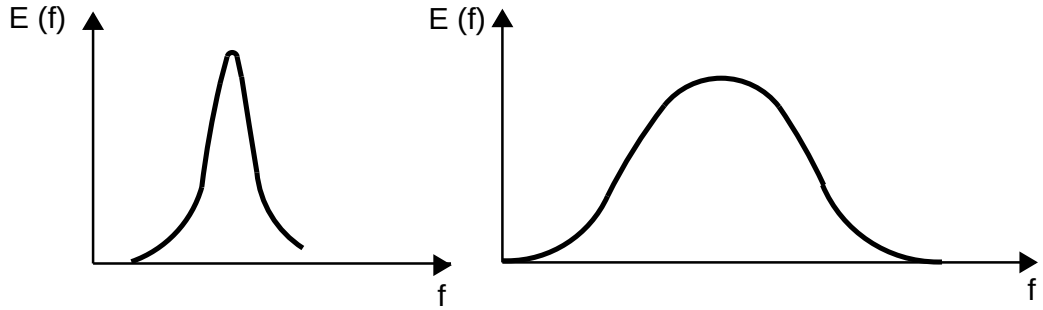


Figura 7 Espectros de densidad de energía para las dos historias de tiempo-tensión de la figura 6

5. DATOS DE LA VIDA A LA FATIGA

Es posible expresar la vida total a la fatiga en términos de ciclos hasta el agotamiento de la siguiente manera:

$$N_t = N_i + N_p \qquad (1)$$

donde N_i y N_p son el número de ciclos empleados en las etapas de iniciación y de propagación, respectivamente. Como ya se ha indicado, estas dos etapas son de naturalezas diferentes y su duración está controlada por diferentes parámetros materiales. La vida de los componentes no entallados, por ejemplo, está dominada por la iniciación de la fisura. Pero, en piezas fuertemente entalladas o que contengan defectos que favorezcan la vida de las fisuras, por ejemplo, uniones soldadas, la etapa de propagación de la fisura domina y es posible utilizar los datos de esta propagación para la evaluación de la vida a la fatiga, mediante el análisis de la mecánica de la fractura. Así pues, son necesarios diferentes métodos de prueba para la evaluación de las propiedades de fatiga de estos tipos de componentes.

5.1 Curvas de la Resistencia a Fatiga

Los datos de la fatiga para aquellos componentes cuyas vidas consisten en una fase de iniciación seguida por la propagación de la fisura se presentan normalmente en forma de curvas S-N, donde la tensión aplicada S se traza frente al número total de ciclos hasta el agotamiento, N (= N_t). A medida que la tensión disminuye, la vida en ciclos hasta el agotamiento aumenta, tal y como se ilustra en la figura 8. Las curvas S-N para aleaciones férricas y de titanio muestran una tensión limitadora por debajo de la cual no se produce el agotamiento; esto se denomina el límite de fatiga con amplitud constante o el límite de resistencia a la fatiga. El punto de inversión o "rodilla" de la curva se encuentra normalmente en el rango de ciclo 10^5 a 10^7. En las aleaciones de aluminio y en otras aleaciones no férricas, no existe una asíntota de la tensión y en cualquier nivel de tensión existe una vida a la fatiga finita. No obstante, todos los materiales exhiben una curva relativamente plana en la zona de los ciclos grandes, es decir, a vidas superiores a aproximadamente 10^5 ciclos.

Una característica diferencial de los ensayos de fatiga es la gran dispersión de los datos de la resistencia a la fatiga, lo cual es particularmente evidente cuando se prueban varias probetas en el mismo nivel de tensión, tal y como se ilustra en la figura 9. El trazado de los datos para un nivel de tensión concreto a lo largo de un eje de resistencia logarítmico ofrece una distribución a la que es posible aproximarse mediante la distribución Gaussiana (o normal), de aquí que se diga que los datos de la resistencia tengan una distribución logarítmica normal. Alternativamente, puede utilizarse la distribución de Weibull, pero la elección no es importante, ya que se necesitan alrededor de 200 probetas, probadas al mismo nivel de tensión, para hacer una distinción estadísticamente significativa entre ambas distribuciones. Este número es aproximadamente un orden de magnitud superior a la cantidad de pro-

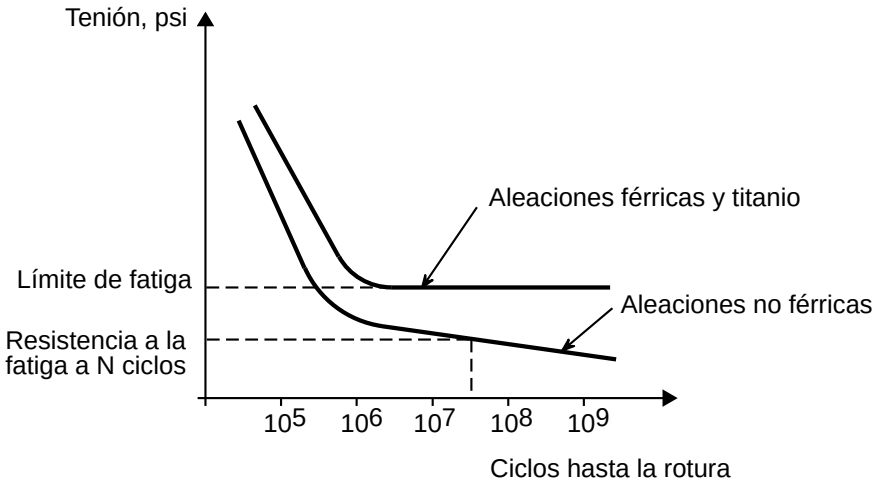


Figura 8 Curvas de resistencia a la fatiga (S-N) sin especificación de los límites de fatiga (esquema)

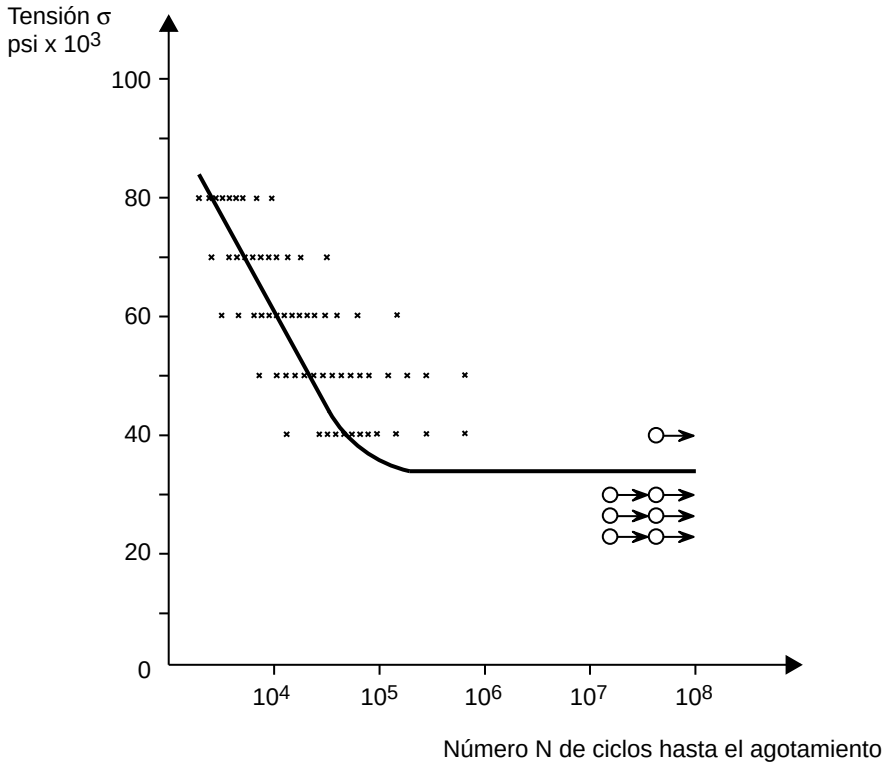


Figura 9 Dispersión de los datos de fatiga

betas que normalmente hay disponibles para los ensayos de fatiga en un nivel de tensión.

Asumiendo que la distribución de la vida sea logarítmica normal, es posible utilizar la curva de la vida media asociada y la desviación típica para definir una curva S-N de cálculo para cualquier probabilidad de agotamiento que se desee.

Cuando la etapa de propagación de la fisura domina la vida a la fatiga, los datos de cálculo pueden obtenerse a partir de las curvas de la propagación de la fisura, de lo que se muestra esquemáticamente un ejemplo en la figura 10. El coeficiente K de intensidad de la tensión describe tan sólo la carrera de tensión cercana al extremo de la fisura, y, por lo tanto, se utiliza en el cálculo contra la rotura inestable. Igualmente, puede esperarse que el campo del coeficiente de la intensidad de la tensión, ΔK, gobierne la propagación de la fisura de fatiga. Paris [3] fue el primero en probar la validez de esta afirmación, que posteriormente fue verificada por muchos otros investigadores. La curva de la propagación de la fisura, que presenta una forma sigmoidal, se extiende por tres regiones, tal y como se indica esquemáticamente en la figura 10. En la Zona I, la velocidad de propagación de la fisura cae asintóticamente a medida que ΔK disminuye hacia un límite o umbral, ΔK_{th}, por debajo del cual no se produce ninguna propagación de la fisura. Los datos de la resistencia de la vida de fatiga y los datos de la propagación de la fisura muestran una considerable dispersión y es necesario evaluar los resultados de las pruebas mediante métodos estadísticos con el fin de derivar datos de cálculo útiles.

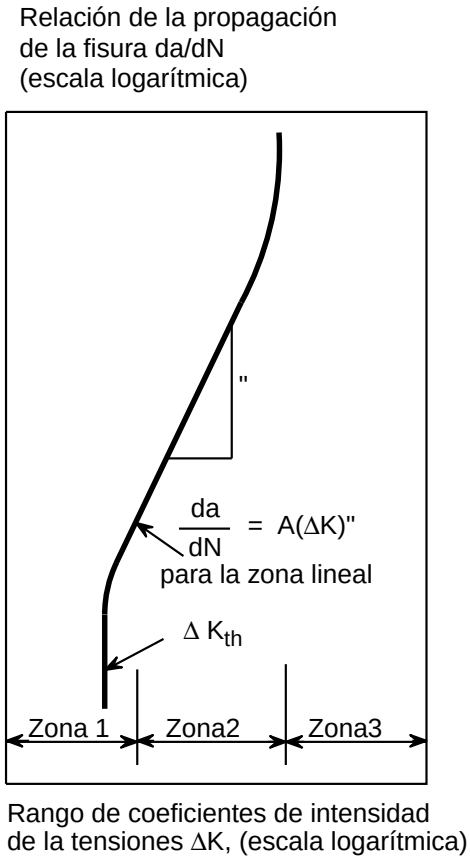


Figura 10 Curva de la propagación de la fisura, con tres zonas de parámetros de influencia diferentes

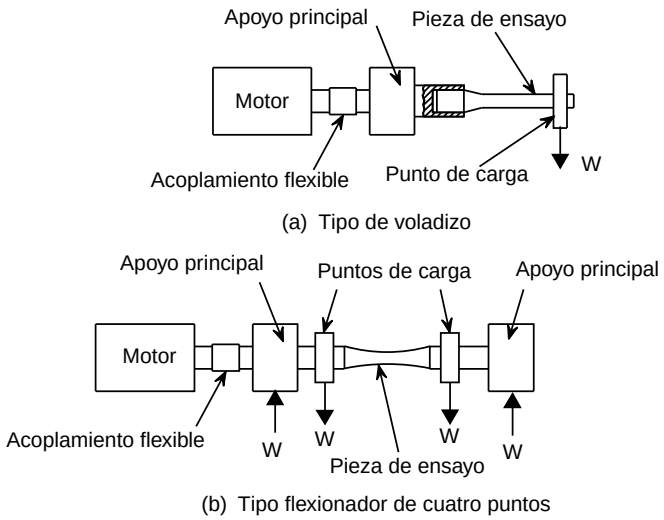


Figura 11 Aparatos flexionadores para ensayos de fatiga

5.2 Ensayos de Fatiga

La base de cualquier metodología del cálculo destinada a la prevención de agotamiento por fatiga radica en la caracterización mediante datos de la resistencia a la fatiga de componentes y estructuras. Por lo tanto, los ensayos son esenciales para el proceso del cálculo para la fatiga. Puede definirse la prueba de fatiga ideal como una prueba en la que se somete una estructura real al espectro de las cargas de servicio de dicha estructura. No obstante, se necesitan los cálculos de la vida antes de que se finalice el cálculo o de que se conozcan los detalles de la historia de cargas. Además, cada estructura experimentará una historia de cargas particular que es única para dicha estructura, de manera que han de hacerse muchas simplificaciones e hipótesis con respecto a la secuencia de las tensiones de prueba que va a representar a los diferentes tipos de historias de servicio que pueden producirse en la práctica.

Así pues, los ensayos de fatiga se efectúan de diversas maneras, según la etapa del proyecto o producción en que se encuentre la estructura o del uso que se pretenda hacer de los datos. Se pueden identificar estos cuatro tipos principales de pruebas:

1. Ensayos de tensión-vida sobre probetas pequeñas.
2. Ensayos de deformación-vida sobre probetas pequeñas.
3. Ensayos de la propagación de fisuras.
4. Ensayos S-N de componentes.
5. Ensayos sobre prototipo para la validación del cálculo.

Los primeros tres ensayos son ensayos ideales que informan sobre la respuesta del material. El uso de los resultados de estas pruebas en la predicción de la vida de componentes y estructuras requiere conocimientos adicionales acerca de factores influyentes relacionados con la geometría, tamaño, condición de la superficie y entorno corrosivo. Los ensayos S-N sobre componentes también son, normalmente, ensayos homologados que hacen predicciones de vida más precisas en comparación con los otros tres ensayos, ya que las incertidumbres

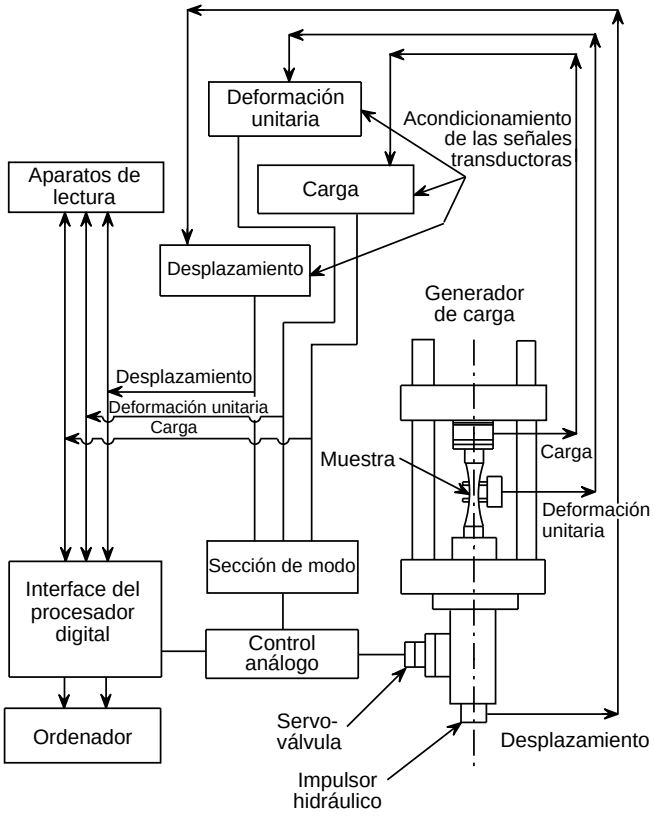


Figura 12 Diagrama esquemático de un aparato servo-hidráulico para realizar ensayos de fatiga

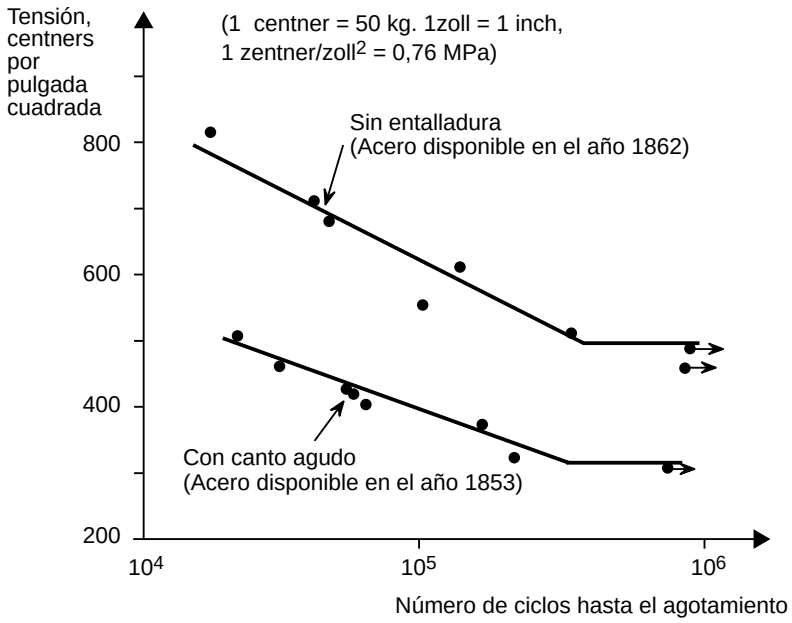


Figura 13 Datos de ensayos de fatiga presentados por Wöhler, a partir de investigaciones sistemáticas sobre la fatiga en aceros usados para ejes de vagones del ferrocarril

con respecto a la influencia de las entalladuras y de las condiciones superficiales se reducen. Los ensayos de carga de servicio o de amplitud variable exigen, normalmente, un conocimiento de la respuesta de la estructura real al entorno de carga y, por lo tanto, generalmente se utilizan tan sólo para ensayos de componentes o de prototipos en una etapa tardía del proceso de producción.

En el pasado se utilizaron los aparatos flexionadores giratorios para generar grandes cantidades de datos de pruebas de una manera relativamente económica. En la figura 11 se muestran esquemáticamente dos tipos. Los aparatos de ensayos de ciclo cerrado, controlados por ordenador, se utilizan ampliamente en todos los laboratorios modernos de ensayos de fatiga. La mayoría de ellos están equipados con fijadores hidráulicos que facilitan la inserción y la retirada de las probetas. En la figura 12 se muestra un diagrama esquemático de un aparato de pruebas de este tipo. Estos aparatos son capaces de ejercer un control muy preciso sobre casi cualquier tipo de tensión-tiempo, deformación-tiempo o patrón de carga y, por ello, están reemplazando a otros tipos de aparatos de pruebas.

5.3 Presentación de los Datos de los Ensayos de Fatiga

Entre las primeras investigaciones sistemáticas de las que da cuenta la bibliografía están las que estableció y dirigió el ingeniero ferroviario alemán, August Wöhler, entre 1852 y 1870. Wöhler realizó ensayos sobre ejes para

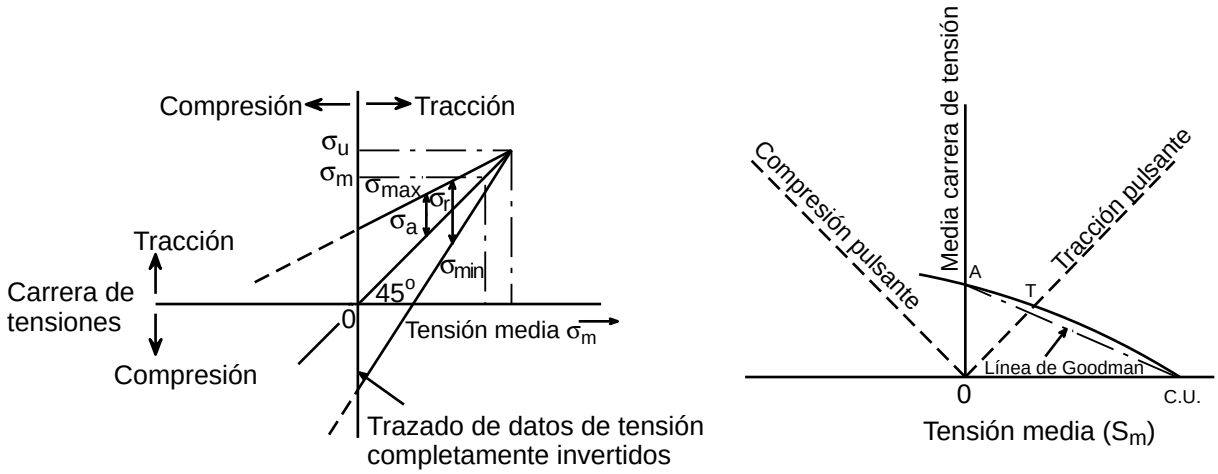


Figura 14 Diagramas para demostrar la influencia de la tensión media

vagones a escala natural, y también ensayos de torsión, axiales y de flexión a escala reducida, sobre varios tipos de materiales. En la figura 13 se muestran ejemplos típicos de los datos originales de Wöhler. Estos datos se presentan en lo que se conoce como diagramas de Wöhler o S-N, que se siguen usando habitualmente en la presentación de datos de fatiga, a pesar de que el eje de la tensión esté a menudo en una escala logarítmica, a diferencia del eje lineal de la tensión de Wöhler. A menudo se ajusta la ecuación de Basquin a los datos de pruebas. Tiene la forma:

$$S_a N^b = \text{constante} \qquad (2)$$

donde S_a representa la amplitud de la tensión y b es la pendiente. Cuando ambos ejes tienen escalas logarítmicas, la ecuación de Basquin se convierte en una línea recta.

Se utilizan otros tipos de diagramas, por ejemplo para demostrar la influencia de la tensión media; ejemplos de ello son los diagramas de Smith o de Haigh que se muestran en la figura 14. Los datos de la fatiga de ciclo pequeño se trazan casi universalmente en diagramas de deformación frente a vida, puesto que la deformación es un parámetro más significativo y fácil de medir que la tensión, cuando ésta supera el límite elástico.

6. FACTORES PRIMARIOS QUE AFECTAN A LA VIDA DE FATIGA

La diferencia del comportamiento ante la fatiga de aparatos a escala natural o de componentes estructurales, en comparación con las probetas pequeñas de laboratorio del mismo material, es a menudo sorprendente. En la mayoría de los casos, el componente de la vida real exhibe un rendimiento ante la fatiga considerablemente menos satisfactorio que el de la probeta de laboratorio, a pesar de que las tensiones calculadas sean las mismas. Esta diferencia en la respuesta a la fatiga puede examinarse de manera sistemática mediante la evaluación de los diversos factores que influyen sobre la resistencia a la fatiga. En los siguientes párrafos se presentan evaluaciones cualitativas y cuantitativas de estos efectos.

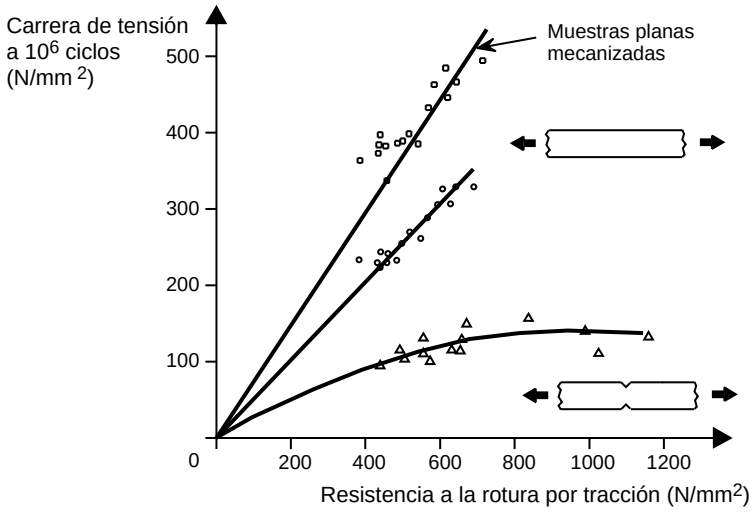


Figura 16 El límite de fatiga como función de la resistencia a la tracción, demostrado en muestras de acero con y sin entalladura

6.1 Efectos del Material

Efecto de la resistencia estática sobre los datos S-N básicos

En el caso de probetas pequeñas, no entalladas y pulidas, probadas en aparato flexionador giratorio o de carga axial totalmente invertida, existe una fuerte correlación entre las resistencias a la fatiga de ciclo grande, a ciclos de 10^6 a 10^7 (o límite de fatiga) S_o, y la resistencia a la rotura por tracción S_u. Para muchos materiales de acero, el límite de fatiga (amplitud) es de aproximadamente el 50% de la resistencia a la tracción, es decir, $S_o = 0.5\ S_u$. El ratio entre resistencia de fatiga alternante S_o y la resistencia a la rotura por tracción S_u se denomina el ratio de fatiga. La relación entre el límite de fatiga y la resistencia a la rotura por tracción se muestra en la figura 15 para los aceros al carbono y aleados. La mayor parte de los datos se agrupan entre las líneas correspondientes a los ratios de fatiga de 0,6 y 0,35. Otra característica consiste en que la resistencia a la fatiga no aumenta significativamente para S_u > 1400 Mpa. Es posible encontrar en la bibliografía otras relaciones entre la resistencia a la fatiga y las propiedades de la resistencia estática basadas en análisis estadísticos de datos de pruebas.

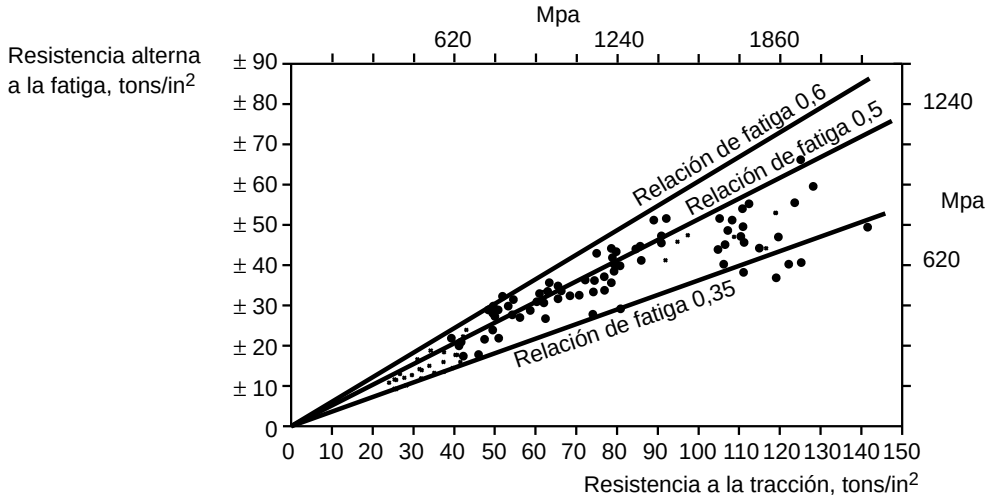


Figura 15 Relación entre el límite de fatiga (amplitud de tensión en R=0) y la resistencia a la tracción para muestras pequeñas de acero al carbono y aleadas

En el caso de componentes de la vida real, los efectos de las entalladuras, rugosidad de la superficie y corrosión reducen la resistencia a la fatiga, siendo los efectos más fuertes en el caso de los materiales de mayor resistencia. La desviación de la resistencia a la fatiga con la resistencia a la tracción se ilustra en la figura 16. Los datos de la figura 16 se muestran consistentes con el hecho de que las fisuras se inician rápidamente en componentes que están fuertemente entallados o sometidos a una corrosión intensa. En estos casos, la vida a la fatiga consiste casi totalmente en propagación de las fisuras. La propagación de las fisuras apenas se ve influida por la resistencia estática del material, tal y como se ilustra en la figura 16 y, por lo tanto, la vida a la fatiga de las piezas fuertemente entalladas se muestran prácticamente independientes de la resistencia a la tracción. Un ejemplo importante lo constituyen las uniones soldadas que siempre contienen pequeños defectos con forma de fisura a partir de los cuales éstas se propagan tras un período de iniciación muy corto. Así pues, las tensiones diseñadas de la fatiga en las reglas actuales para el proyecto de uniones soldadas son independientes de la resistencia a la rotura por tracción.

Datos de la Propagación de las Fisuras

Las velocidades de propagación de las roturas de fatiga parecen depender mucho menos de las propiedades de la resistencia estática que la iniciación de la fisura, al menos dentro de un sistema concreto de aleación. En una comparación de datos de propagación de fisuras de muchos tipos diferentes de aceros, con resistencias a la fluencia desde 250 hasta aproximadamente 2000 Mpa niveles de acero, Barsom [4] observó que el agrupar los aceros según su micro-estructura minimizaría la dispersión. En la figura 17 se muestran sus datos para aceros ferrítico-perlíticos, martensíticos y austeníticos. También se muestra en el mismo diagrama una banda de dispersión común que indica una diferencia relativamente reducida entre los comportamientos de propagación de las fisuras de las tres clases de aceros. Mientras que los datos para las aleaciones de aluminio muestran una dispersión mayor que la de los aceros, sigue siendo posible definir una banda de dispersión común. Reconociendo que diferentes sistemas de aleaciones parecen tener sus curvas de propagación de las fisuras características, se han llevado a cabo intentos para correlacionar los datos de la propagación de fisuras en base a la siguiente expresión

$$\frac{da}{dN} = C\left(\frac{\Delta k}{E}\right)^m \qquad (3)$$

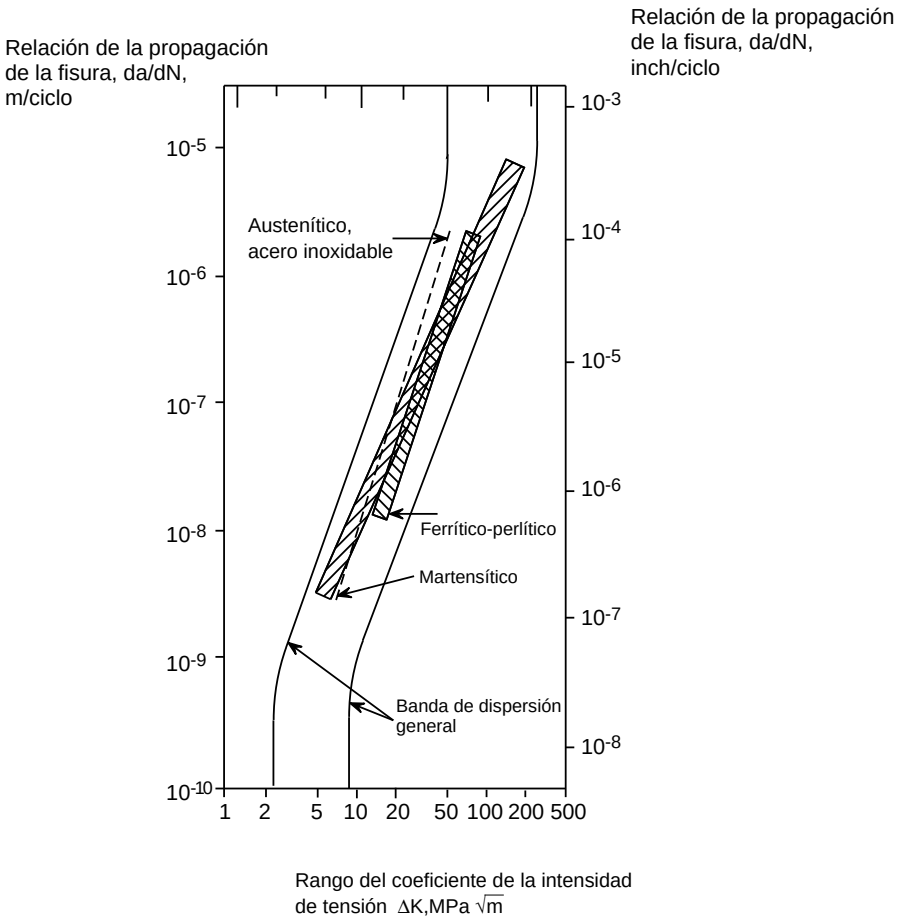


Figura 17 Datos de la propagación de fisuras para tres tipos de acero con resistencias a la tracción muy distintas

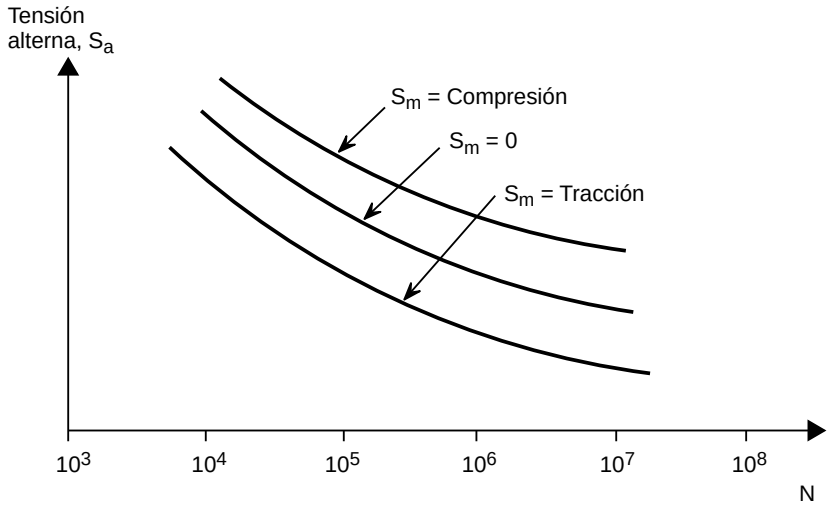


Figura 18 Efecto de la tensión media sobre la vida a la fatiga

Una implicación de la ecuación anterior consiste en que, a velocidades iguales de propagación de las fisuras, una fisura en una chapa de acero puede soportar una tensión tres veces mayor que la misma fisura en una chapa de aluminio. Así pues, es posible obtener una valoración aproximada de la resistencia a la fatiga de un componente de aluminio cuya vida esté dominada por la propagación de la fisura dividiendo entre tres la resistencia a la fatiga de un componente de acero de forma similar.

6.2 Efectos de la Tensión Media

En 1870, Wöhler identificó la amplitud de la tensión como la variable de carga primaria en los ensayos de fatiga; sin embargo, la tensión estática o media también afectan a la vida a la fatiga, tal y como se muestra esquemáticamente en la figura 10. En general, una tensión de tracción media reduce la vida a la fatiga, mientras que una tensión de compresión media la aumenta. Los efectos de la tensión media se presentan bien mediante la tensión media en sí, en forma de parámetro, o mediante el ratio de tensiones, R. Aunque los dos están interrelacionados mediante:

$$S_m = S_a \frac{1+R}{1-R} \qquad (4)$$

sus efectos sobre la vida no son los mismos, es decir, los ensayos utilizando un valor constante de R no tienen el mismo efecto sobre la vida que un valor constante de S_m; la diferencia se muestra esquemáticamente en la figura 18.

Tal y como se indica en la figura 19a, los ensayos con un valor constante de R significan que la tensión media disminuye cuando se reduce la carrera de la tensión y, por lo tanto, los ensayos con un valor de R = constante ofrecen una curva S-N mejor que la de S_m = curva constante, como se indica en la figura 19b. Debe tenerse en cuenta que cuando se trazan el mismo juego de datos en un

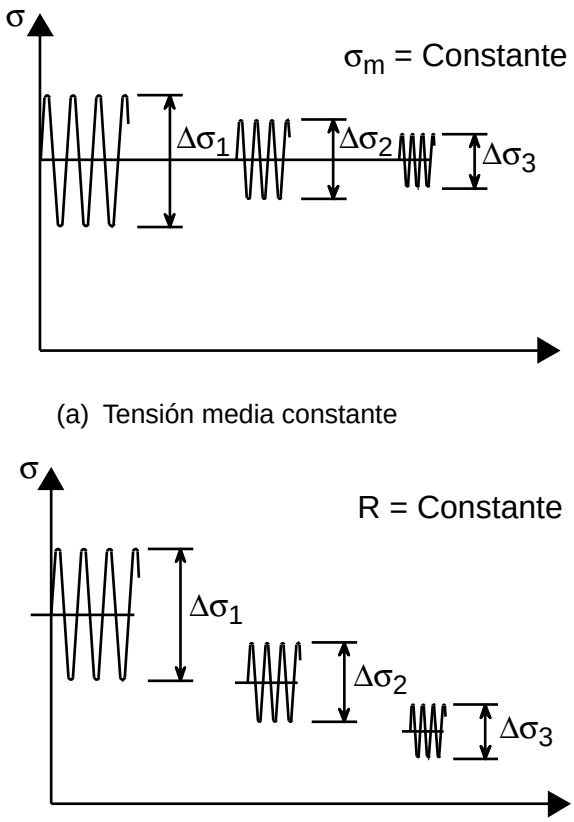


Figura 19 Ciclos de tensión

diagrama S-N con R = constante o con S_m, las dos curvas S-N resultan diferentes, como se muestra en la figura 20.

El efecto de la tensión media sobre la resistencia a la fatiga se presenta habitualmente en diagramas de Haigh, tal y como se muestra en la figura 21, donde S_a / S_o se traza frente a S_m / S_u. S_o es la resistencia a la fatiga a una vida concreta bajo condiciones totalmente invertidas (S_m = 0,R = -1). S_u es la resistencia a la rotura por tracción. Así pues, los puntos de datos representan combinaciones de S_a y de S_m que proporcionan esa vida. Los resultados se obtuvieron para probetas pequeñas no entalladas, probadas a varias tensiones medias de tracción. Las líneas rectas son las líneas de Goodman y de Soderberg modificadas y la línea curva es la parábola de Gerber. Se trata de relaciones empíricas que se representan mediante las siguientes ecuaciones:

Goodman modificada $$\frac{S_a}{S_o} + \frac{S_m}{S_u} = 1 \qquad (5)$$

Gerber $$\frac{S_a}{S_o} + \left(\frac{S_m}{S_u}\right)^2 = 1 \qquad (6)$$

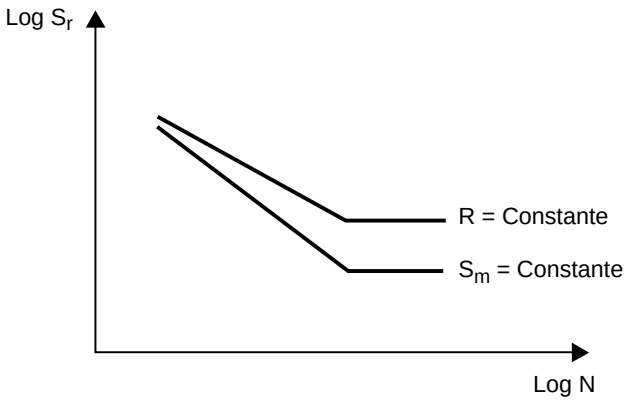


Figura 20 Curvas de resistencia a la fatiga (S-N) obtenidas en ensayos con tensión media y razón R constante

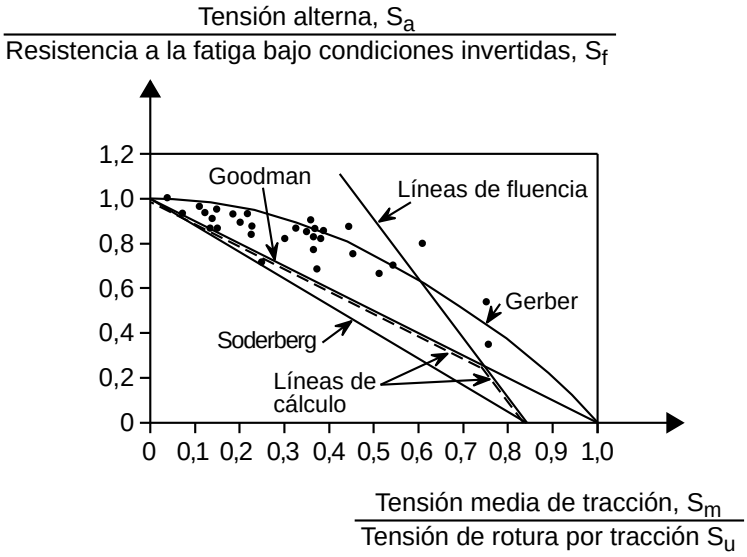


Figura 21 El diagrama de Haigh muestra los datos de ensayo del efecto de la tensión media (puntos), así como las relaciones de Gerber y las relaciones modificadas de Goodman y Soderberg

Soderberg $$\frac{S_a}{S_o} + \frac{S_m}{S_y} = 1 \qquad (7)$$

Las curvas de Gerber ofrecen un ajuste razonablemente satisfactorio para los datos, pero algunos puntos caen por debajo de la línea, es decir, en el lado inseguro. La línea de Goodman representa una relación inferior de los datos, mientras que la línea de Soderberg constituye un límite inferior relativamente conservador que se utiliza a veces en el cálculo. Estas expresiones deben utilizarse con precaución durante el cálculo de componentes reales, puesto que los efectos de entalladuras, condición de la superficie, tamaño y entorno no se tienen en cuenta. También el efecto de interacción de las tensiones debido a la desviación de la carga media durante las cargas del espectro podría modificar los efectos de las tensiones medias que proporcionan las tres ecuaciones.

6.3 Efectos de la Entalladura

La fatiga es un proceso de enlace muy débil que depende de la tensión local en un área pequeña. Si bien la mayor deformación en una entalladura no aporta una contribución sig-

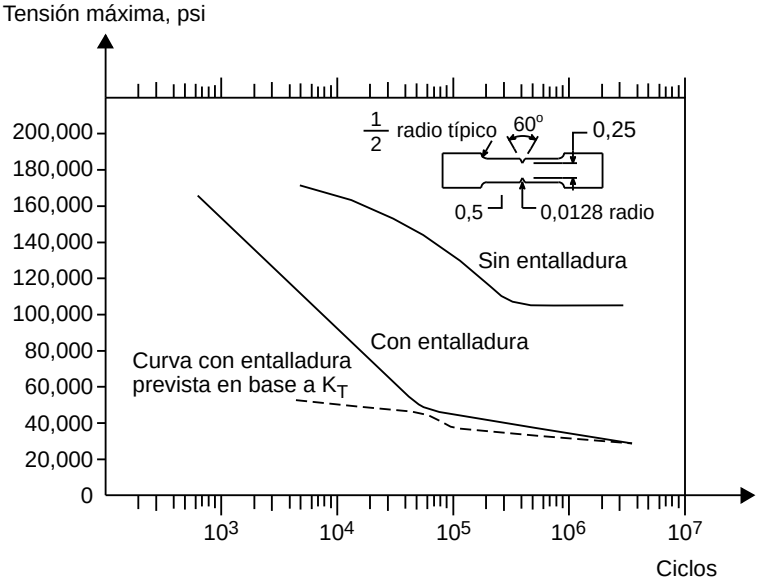


Figura 22 Curvas de resistencia a la fatiga (S-N) para muestras sin entalladura, obtenidas en ensayos o por cálculo

nificativa a la deformación general, puede que las fisuras comiencen a propagarse aquí y finalmente produzcan la rotura de la pieza. Por lo tanto, es necesario calcular la tensión local y relacionarla con el comportamiento ante la fatiga del componente entallado. Una primera aproximación consiste en utilizar la curva S-N para probetas no entalladas y reducir la tensión mediante el coeficiente K_t. En la figura 22 se muestra un ejemplo de este enfoque para una probeta de acero fuertemente entallada. La curva predicha se ajusta razonablemente bien a la zona de ciclos grandes, pero en vidas más cortas resulta demasiado conservadora. La tendencia que se muestra en la figura 22 es, de hecho, una tendencia general, concretamente que la reducción de la resistencia real a las fatigas es inferior a la predicha por el coeficiente de la concentración de tensiones. En su lugar, se utiliza el coeficiente de fatiga por entalladura K_f para evaluar el efecto de las entalladuras sobre la fatiga. K_f se define como la relación de la resistencia a la fatiga entre componentes con entalladura y sin ella, obtenido en ensayos de fatiga:

$$K_f = \frac{\text{tensión de fatiga de la probeta no entallada}}{\text{tensión de fatiga de la probeta entallada}} \quad (8)$$

A partir de la figura 22, resulta evidente que K_f varía con la vida a la fatiga. Sin embargo, K_f se define habitualmente como el ratio entre los límites de fatiga. Con esta definición, K_f es menor que K_t, el aumento de la tensión debido a la entalladura no es, por lo tanto, totalmente efectivo en la fatiga. La diferencia entre K_f y K_t es consecuencia de varias fuentes. En primer lugar, el material en la entalladura puede verse sometido a un reblandecimiento cíclico durante las cargas de fatiga y la tensión local se reduce. En segundo lugar, el material de la pequeña zona situada en el fondo de la entalladura experimenta un efecto de apoyo causado por la contención ejercida por el material circundante, de manera que la deformación media en la zona crítica es menor que la indicada por el coeficiente de la concentración de la tensión elástica. Finalmente, hay un efecto de variabilidad estadística que se deriva del hecho de que la zona sometida a grandes tensiones en la raíz de la entalladura es pequeña, de manera que las probabilidades de encontrar un punto débil son menores.

La sensibilidad al efecto de la entalladura q es una medida de cómo responde el material de la entalladura a los ciclos de fatiga, es decir, de cómo K_f se relaciona con K_t. q se define como el ratio del aumento efectivo de la tensión en la fatiga debido a la entalladura frente al aumento teórico de la tensión proporcionado por el coeficiente de la concentración de tensiones elásticas. Así pues, con referencia a la figura 21

$$q = \frac{\sigma_{max\,eff} - \sigma_n}{\sigma_{max} - \sigma_n} = \frac{K_f\,\sigma_n - \sigma_n}{K_t\,\sigma_n - \sigma_n} = \frac{K_f - 1}{K_t - 1} \quad (9)$$

donde $\sigma_{max_{eff}}$ es la tensión máxima efectiva, véase la figura 23. Esta definición de K_f proporciona una escala para q que se extiende desde cero hasta la unidad. Cuando q = 0, $K_f = K_t = 1$ y el material es totalmente insensible al afecto de

la entalladura, es decir, que una entalladura no reduce la resistencia a la fatiga. En el caso de los materiales extremadamente dúctiles y de baja resistencia, como el cobre recocido, q se aproxima a 0. También los materiales que presentan defectos grandes, por ejemplo piezas de fundición gris con escamas de grafito, presentan valores de q cercanos a 0. Los materiales duros y frágiles tienen valores de q que se aproximan a la unidad. En general se observa que q es una función del material y del radio de la raíz de la entalladura. Por lo tanto, el concepto de sensibilidad a la entalladura también incorpora un efecto del tamaño de la entalladura.

El coeficiente de la fatiga por entalladura se aplica al campo de los ciclos grandes, a vidas cortas, K_f se aproxima a la unidad, ya que las curvas S-N para las probetas con y sin entalladura convergen y coinciden en N = 1/4 (ensayo de tracción). Como resultado de investigaciones experimentales sobre materiales dúctiles, se observó que el coeficiente de la fatiga por entalladura tan sólo ha de aplicarse a la parte alternante de los ciclos de tensiones y no a la tensión media. No obstante, en el caso de los materiales frágiles, también se debe aplicar K_f a la tensión media.

6.4 Efectos del Tamaño

A pesar de que el efecto del tamaño está implícito en el enfoque del coeficiente de la fatiga por entalladura, normalmente se hace uso de un coeficiente de reducción del tamaño a la hora de realizar el cálculo contra la fatiga. La necesidad de esta correlación adicional del tamaño es producto del hecho de que el efecto del tamaño de la entalladura se satura para radios de la raíz de la entalladura superiores a aproximadamente 3-4 mm, es decir, $K_f \rightarrow K_t$, mientras que es bien sabido a partir de los ensayos sobre componentes de tamaño real, también sobre los no entallados, que la resistencia a la fatiga sigue descendiendo a medida que aumenta el tamaño, sin ningún límite aparente.

Normalmente el efecto del tamaño sobre la fatiga se atribuye a las siguientes fuentes:

- Un efecto estadístico del tamaño, que constituye una característica inherente del proceso de la fatiga. La naturaleza de la iniciación de las fisuras, que es un proceso de enlace muy débil en el que se inicia una fisura, cuando variables tales como tensión interna y externa, geometría, magnitud y número de defectos y propiedades del material se combinan para proporcionar las condiciones óptimas para la iniciación y propagación de las fisuras. Por lo tanto, el aumento del tamaño produce mayores probabilidades de que exista un punto débil.

- Un efecto industrial del tamaño, que se debe a las diferentes vías de procesamiento del material y a los diferentes procesos de fabricación que experimentan las piezas grandes y las pequeñas. Las condiciones superficiales diferentes y las tensiones residuales constituyen importantes aspectos de este tipo de efecto del tamaño.

- Un efecto geométrico del tamaño, también denominado el efecto del gradiente de las tensiones. Este efecto se debe al menor

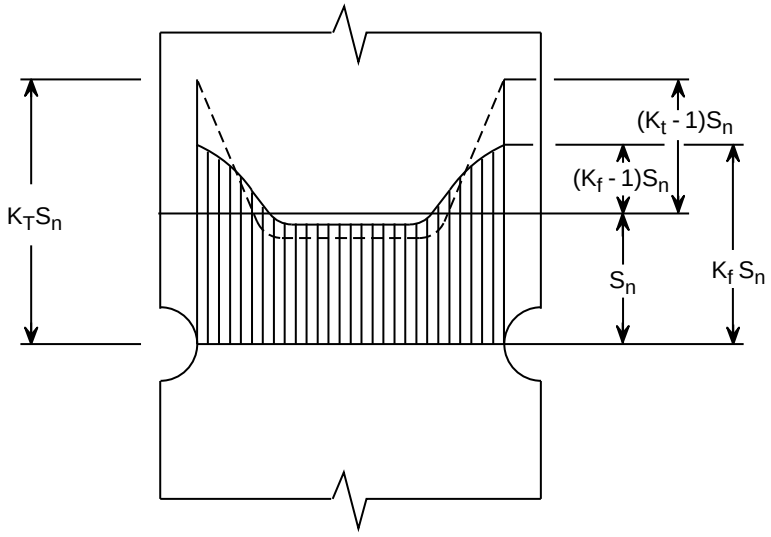


Figura 23 Reducción de tensiones debida a la plasticidad cíclica

gradiente de las tensiones presente en una sección gruesa en comparación con una delgada (véase la figura 24). Si un defecto, en forma de rascadura superficial o de defecto de soldadura, tiene la misma profundidad en las secciones gruesa y delgada, el defecto en la delgada experimentará una tensión mayor que en la gruesa, debido a la diferencia en el gradiente de tensiones, tal y como se indica en la figura 24.

- Un efecto del aumento de la tensión, debido a la escala geométrica incompleta de la micro-geometría de la entalladura, que se produce si el radio de la entalladura no guarda escala con las otras dimensiones.

Las uniones soldadas y los métodos de unión roscados son ejemplos de componentes para los que este último efecto es importante. Los emplazamientos críticos para la iniciación de fisuras son el borde de la soldadura y el fondo de la rosca, respectivamente. En ambos casos la tensión local es una función del ratio del espesor (diámetro) frente al radio de la entalladura. Así pues, en las soldaduras el radio del borde lo determina el proceso de soldadura y, por lo tanto, se mantiene esencialmente constante para diferentes tamaños de uniones. Por lo tanto, el ratio t/r aumenta, así como la tensión local, cuando la chapa se hace más gruesa, mientras que r permanece constante. Con los tornillos se produce una situación similar, debido al hecho de que el radio del fondo de la rosca guarda escala con el paso de rosca, y no con el diámetro para las roscas homologadas (por ejemplo ISO). Dado que el paso aumenta con mucha más lentitud que el diámetro, el resultado consiste en un aumento de la tensión de la entalladura con el tamaño del tornillo. Tanto para los tornillos como para las uniones soldadas, el efecto del aumento de la agudeza de la entalladura se suma al efecto del tamaño de la misma, discutido anteriormente, y el resultado es que los efectos del tamaño determinados experimentalmente para estos componentes se encuentran entre los más fuertes que se han registrado. En la figura 25 se muestra un ejemplo de los efectos del tamaño en las uniones soldadas. La línea sólida representa la práctica actual de cálculo, de acuerdo con, por ejemplo, el Eurocódigo 3 y las UK Department of Energy Guidance Notes. La ecuación para esta línea se obtiene mediante:

$$\frac{\Delta S}{\Delta S_0} = \left(\frac{t_0}{t}\right)^n \qquad (10)$$

El exponente n, la pendiente de las curvas de la figura 25a, es el exponente de corrección del tamaño.

Los puntos de referencia experimentales indican que la corrección del espesor con n = 1/4 se queda en algunos casos en el lado inseguro. Tal y como se indica en la figura 25a, el exponente de corrección del espesor de n = 1/3, en lugar del valor actual de 1/4, proporciona un mejor ajuste para los datos de la figura 25a. En el caso de las chapas sin soldaduras y de las uniones con baja concentración de

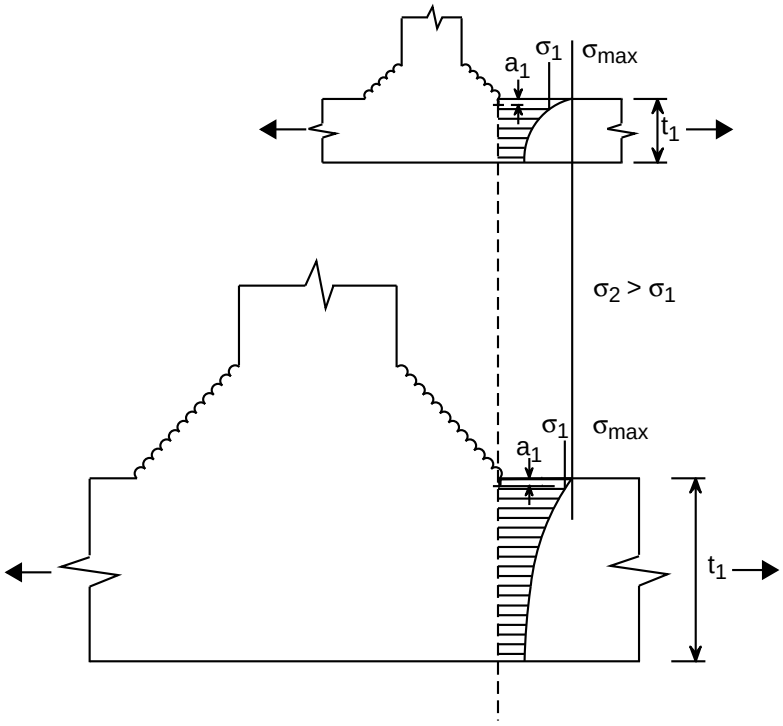


Figura 24 Efecto del gradiente de las tensiones en una unión soldada. Se muestra que, suponiento la misma profundidad del defecto en las uniones gruesa y delgada, en la delgada se experimenta una mayor tensión

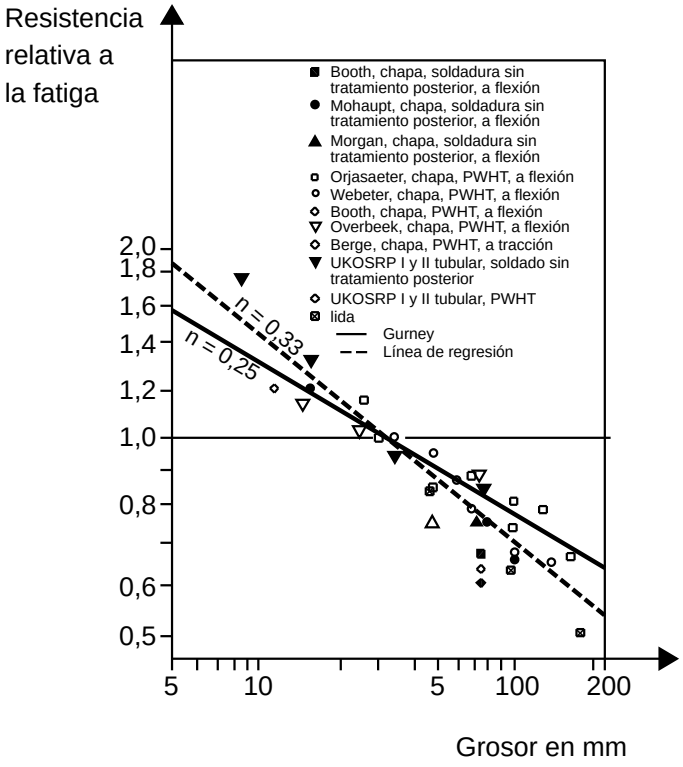
tensión de la figura 25a, un valor de n = 1/5 parece ser apropiado.

Hay evidencias experimentales que indican una relación entre el gradiente de la tensión y el efecto del tamaño. Basándose en un análisis similar de datos experimentales, se ha propuesto este coeficiente de reducción del tamaño para dar cuenta del mayor gradiente de tensión hallado en las probetas con entalladura [8].

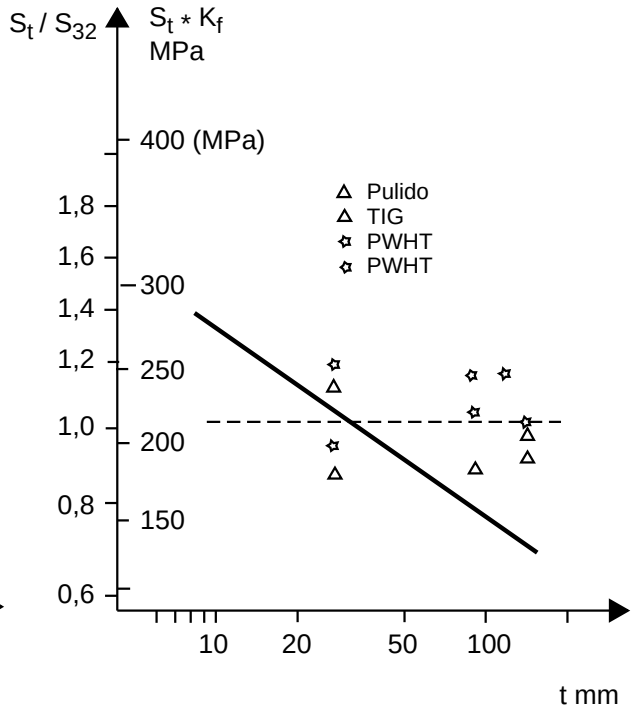
$$n = 0.10 + 0.15 \log K_t \qquad (11)$$

6.5 Efectos del Acabado Superficial

Casi todas las roturas por fatiga se inician en la superficie, puesto que el deslizamiento se produce aquí con más facilidad que en el interior. Además, consideraciones simples de la mecánica de la fractura muestran que los defectos de superficie y las entalladuras resultan mucho más perjudiciales que los defectos internos de tamaño similar. La condición física y la situación de las tensiones en la superficie es, por lo tanto, de vital importancia para el rendimiento ante la fatiga. Una de las variables importantes que influyen sobre la resistencia a la fatiga es el acabado superficial, representado habitualmente mediante R_u, la rugosidad superficial media, que consiste en la distancia media entre picos y senos en una distancia de medición especificada. El efecto del acabado superficial se determina comparando el límite de fatiga de probetas que tienen un acabado superficial concreto con el límite de fatiga de probetas estándar con un alto grado de pulido. El coeficiente de reducción de la superficie, C_r se define como el ratio entre ambos límites de fatiga. Puesto que los aceros se hacen cada vez más sensibles a la entalladura a medida que aumenta la resistencia, el coefi-



(a) Uniones soldadas sin tratamiento posterior



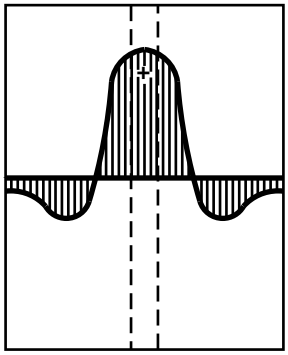
(b) Chapas sin soldaduras y uniones soldadas mejoradas por pulido. Datos de [9]

Figura 25 Efectos del tamaño en uniones soldadas

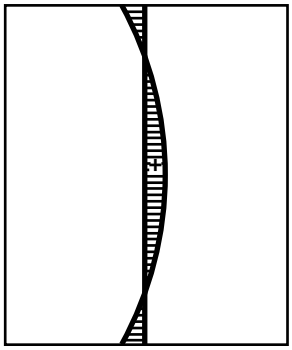
ciente de superficie C_r disminuye con el aumento de la resistencia a la tracción, S_u.

6.6 Efectos de la Tensión Residual

Las tensiones residuales o tensiones internas se producen cuando una zona de una pieza se deforma más allá del límite elástico, mientras que otras regiones lo hacen elásticamente. Cuando se eliminan la fuerza o la deformación que están causando la deformación, el material elásticamente deformado vuelve a su forma primitiva e impone tensiones residuales en el material deformado plásticamente. La fluencia puede ser causada por dilatación térmica, así como por una fuerza externa. Las tensiones residuales son de signo opuesto al de la tensión aplicada inicialmente. Por lo tanto, si un elemento con entalladura se carga en tensión hasta que se produce la fluencia, la raíz de la entalladura experimentará una tensión de compresión tras producirse la descarga. Las tensiones de soldeo que quedan confinadas cuando el metal soldado se contrae durante el enfriamiento constituyen un ejemplo de tensiones altamente perjudiciales que es imposible evitar durante el trabajo de taller. Estas tensiones son de la magnitud de tensión de fluencia y las tensiones de compresión y de tracción siempre deben equilibrarse la una a la otra, tal y como se indica en la figura 26. Las elevadas tensiones de tracción de las soldaduras contribuyen en gran medida al rendimiento insatisfactorio ante la fatiga de las uniones soldadas.



(a) Tensiones residuales longitudinales



(b) Tensiones residuales transversales

Figura 26 Tensiones residuales en soldaduras

Las tensiones pueden introducirse mediante métodos mecánicos, por ejemplo simplemente cargando la pieza de la misma manera en que actúa la carga de servicio hasta que se produzca la deformación plástica local. La deformación local de la superficie, tal como el granallado y la laminación constituyen otros métodos mecánicos que se utilizan frecuentemente en aplicaciones industriales. La laminación en frío es el método preferido para mejorar la resistencia a la fatiga mediante piezas asimétricas tales como ejes y cigüeñales. Las roscas de tornillos formadas mediante laminación son mucho más resistentes a las cargas de fatiga que las roscas maquinadas. El granallado y el martillado han demostrado ser métodos altamente eficaces para aumentar la resistencia a la fatiga de las uniones soldadas.

Los procesos térmicos producen una capa superficial endurecida con una elevada tensión de compresión, a menudo de la magnitud de la tensión de fluencia. La elevada dureza también produce una superficie resistente al desgaste; en muchos casos esta puede ser la razón fundamental para llevar a cabo el tratamiento de dureza. El endurecimiento de la superficie puede conseguirse mediante cementación, nitruración o endurecimiento por inducción.

Puesto que la magnitud de las tensiones internas se relaciona con la tensión de fluencia,

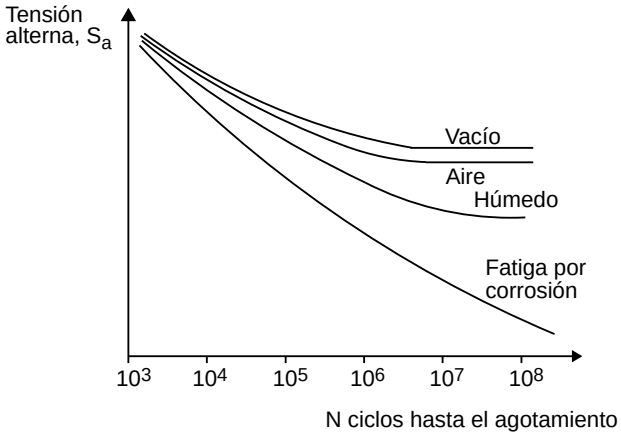


Figura 27 Efecto de la corrosión sobre muestras sin entalladura

su efecto sobre el rendimiento ante la fatiga es mayor cuanto mayor es la resistencia del material. Por lo tanto, la mejora de la vida a la fatiga de componentes o estructuras mediante la introducción de tensiones residuales tan sólo resulta eficaz, en función de los costes, en el caso de los materiales de mayor resistencia.

Las tensiones residuales ejercen una influencia similar sobre la vida a la fatiga que la de las tensiones medias impuestas desde el exterior, es decir, una tensión de tracción reduce la vida a la fatiga, mientras que una tensión de compresión la aumenta. No obstante, existe una diferencia importante relacionada con la estabilidad de las tensiones residuales. Mientras que una tensión media aplicada desde el exterior, por ejemplo la tensión causada por pesos muertos, actúa constantemente (siempre y cuando la carga esté presente), las tensiones residuales pueden relajarse con el tiempo, especialmente si hay valores máximos elevados en el espectro de carga que causen fluencia local en las concentraciones de tensiones.

6.8 Efectos de la Corrosión

La corrosión, tanto en el agua dulce como en la salada, puede tener un efecto muy perjudicial sobre la resistencia a la fatiga de los materiales industriales. Incluso el agua destilada puede reducir la resistencia a la fatiga de ciclo grande hasta menos de dos tercios de su valor en el aire seco.

La figura 27 muestra esquemáticamente las curvas S-N típicas para el efecto de la corrosión sobre probetas de acero sin entalladura. La precorrosión, previa a los ensayos de fatiga, introduce picaduras con forma de entalladura que actúan como concentradores de la tensión. La naturaleza sinergética de la fatiga inducida por la corrosión se ilustra en la figura mediante la resistencia a la fatiga drásticamente inferior que se obtiene cuando la corrosión y los ciclos de fatiga actúan simultáneamente. El efecto más intenso de la corrosión se observa en el caso de las probetas no entalladas; la reducción de la resistencia a la fatiga es muy inferior en el caso de las probetas entalladas, tal y como se muestra en la figura 28.

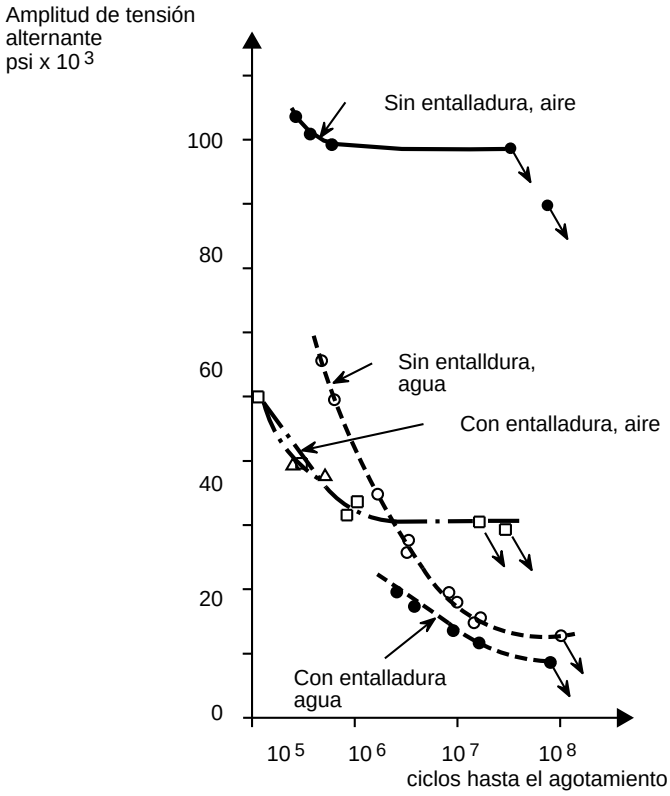


Figura 28 Fatiga por corrosión en muestras de acero SAE 3140 templado con y sin abolladura, expuesta al agua

Es posible conseguir satisfactoriamente protección contra la corrosión mediante revestimientos de la superficie, bien sea utilizando sistemas de pintura o mediante la utilización de revestimientos metálicos. Los revestimientos metálicos se depositan o bien mediante deposición galvánica o electrolítica o mediante proyección. Sin embargo, el método preferido para las estructuras marinas es la protección catódica que se obtiene mediante la utilización de ánodos sacrificiales o, con menor frecuencia, por diferencia de potencial eléctrico. Normalmente la utilización de la protección catódica recupera la resistencia a la fatiga de ciclo grande de los aceros de construcción soldados, mientras que a tensiones más elevadas los efectos de la fragilización por absorción de hidrógeno pueden reducir la vida a la fatiga en un coeficiente de 3 a 4 aplicado sobre la vida.

7. PROCEDIMIENTO DE RECUENTO DE CICLOS PARA CARGAS DE AMPLITUD VARIABLE

En la práctica, es probable que el patrón de la historia de las tensiones a lo largo del tiempo y en un punto en concreto sea irregular y puede que, de hecho, sea aleatorio. Un patrón de las cargas más realista consistiría en una secuencia de cargas de diferente magnitud que producen una historia de la tensión que puede ser como la que se muestra en la figura 29. El problema se plantea en torno a qué es lo que significa un ciclo y cuál es el rango de tensión correspondiente. Se han propuesto varios métodos alternativos de recuento de los ciclos de tensión con el fin de superar esta dificultad. Los métodos adoptados con mayor frecuencia para su utilización en conexión con Reglamentos y Normativas son el método de la “alberca” y el de la “recogida de lluvia”.

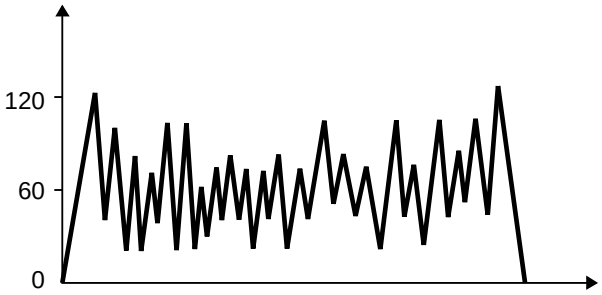


Figura 29 Esquema de la historia tiempo-tensión de un detalle soldado bajo carga de amplitud variable y aleatoria

7.1 El Método de el embalse

En la figura 30 se muestra la base del método de el embalse, utilizando la misma historia tensión-tiempo de la figura 29. Debe partirse de la hipótesis de que una historia tensión-tiempo de este tipo se ha obtenido a partir de bandas extensométricas colocadas sobre la estructura en el detalle de estudio en cuestión, o que se ha calculado mediante simulación por ordenador. Es importante que los resultados analizados sean representativos del comportamiento a largo plazo. Para analizar estos resultados, se escoge un período representativo, de

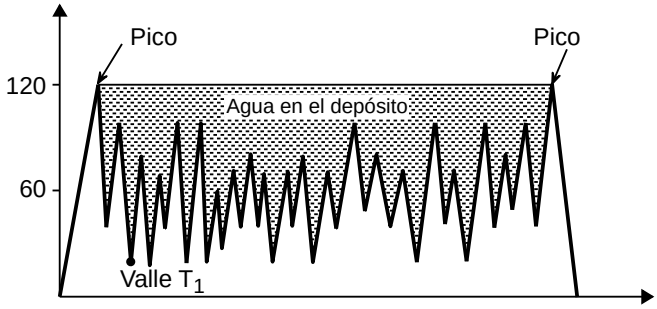


Figura 30a Depósito inicial para la historia tensión-tiempo de la figura 29

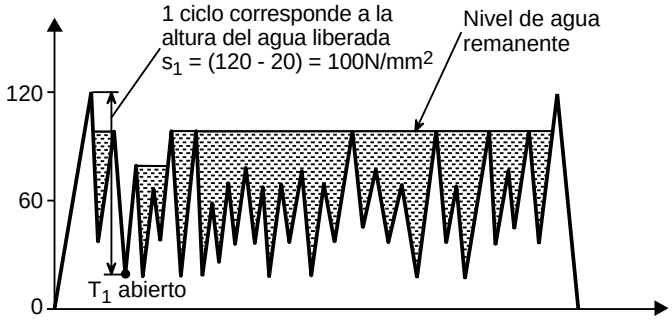


Figura 30b Posición despúes del vaciado de T_1; 1 ciclo S_1 = 100 N/mm^2

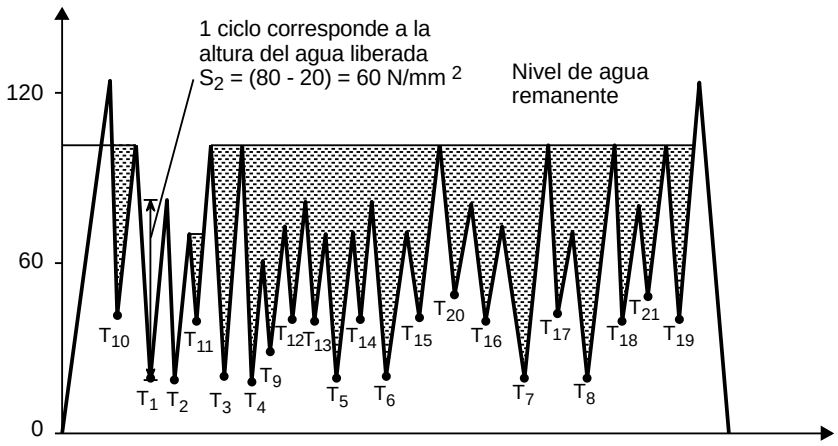


Figura 30c Posición despúes del vaciado de T_2; 1 ciclo S_2 = 60 N/mm^2

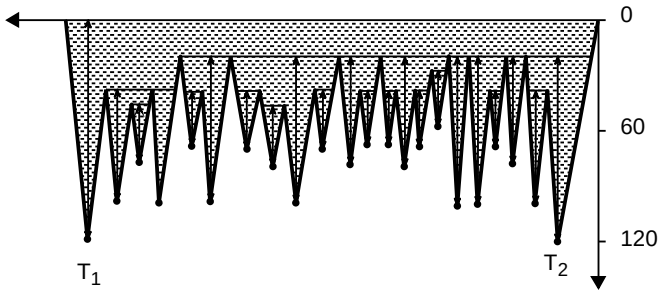


Figura 31 Inversión del método de conteo de la alberca para la historia de tensiones de la figura 29

manera que el nivel máximo de la tensión se repita y se traza una línea que una los dos valores máximos, tal y como se muestra en la figura 30a. Entonces, se considera como si la zona comprendida entre estos dos picos estuviera llena de agua y formara un depósito. Entonces, el procedimiento consiste en tomar la posición más baja de los valles e imaginar que se abre un tapón para vaciar el depósito. El agua se escapa por este valle T_1 pero continúa retenida en los valles adyacentes separados por picos intermedios, tal y como muestra la figura 30b. El vaciado del primer valle T_1 corresponde a un ciclo de rango de tensión S_t tal y como se ha indicado, y el nivel del agua restante se reduce hasta el nivel del próximo pico más alto. A continuación se abre un grifo en el valle continuo más bajo T_2, tal y como se indica en la figura 30c y se permite que se escape el agua. La altura del agua liberada mediante esta operación corresponde a un ciclo de rango de tensión T_2. Se continua secuencialmente este procedi-

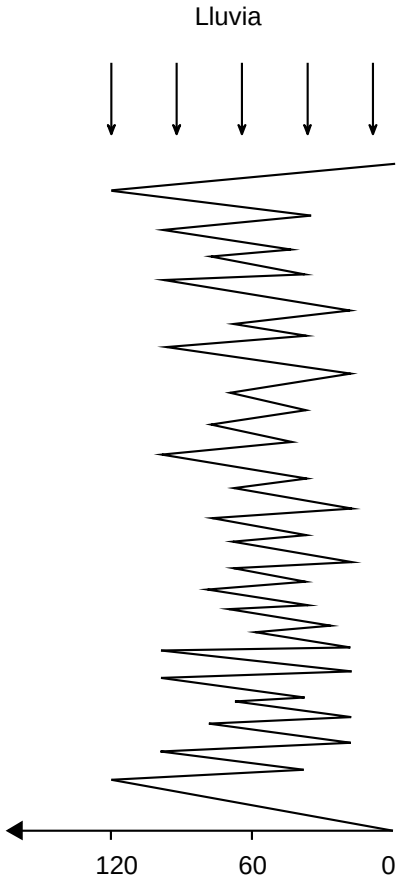


Figura 32a Patrón inicial para el conteo de ciclos mediante el método de “recogida de lluvia”

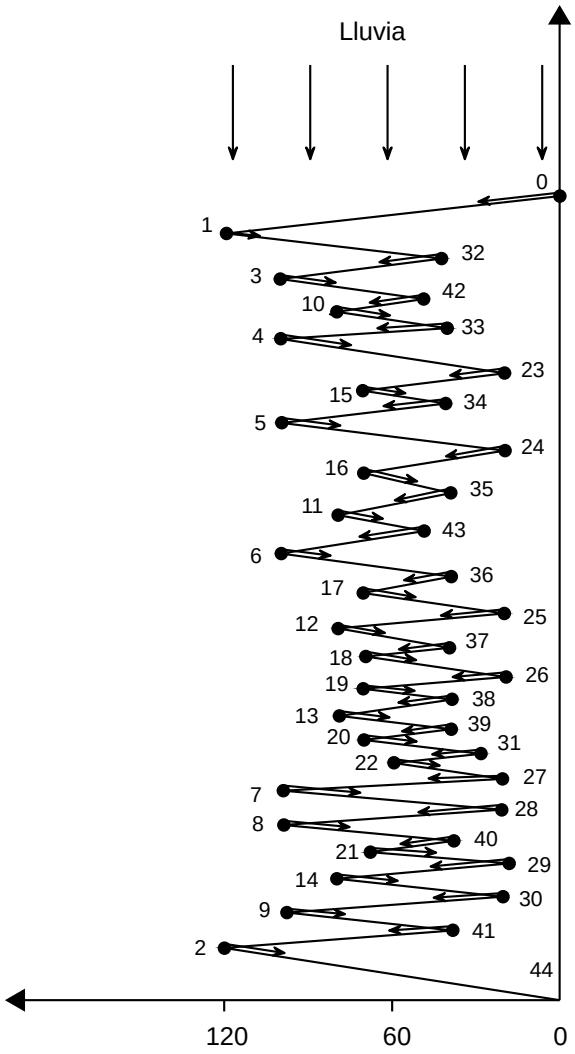


Figura 32b Se llena de agua cada valle del diagrama desde su punto más alto, siguiendo la secuencia de fuera a dentro

miento a través de cada siguiente valle más bajo, obteniéndose gradualmente una serie de números de ciclos de diferentes rangos de tensión. También resulta esencial permitir un ciclo que vaya desde cero hasta el valor máximo de la tensión. Para la historia tensión-tiempo de la figura 29 en particular, los resultados obtenidos a partir del período de tiempo de la muestra adoptado serían:

1 ciclo a 120N/mm^2, 1 a 100N/mm^2, 4 a 80N/mm^2, 6 a 60N/mm^2, 10 a 30N/mm^2.

El principio que resulta importante del procedimiento anterior consiste en el reconocimiento de que, al tomar la diferencia entre los niveles de tensión mayores y menores (valle y pico), se asegura que primero se cuente el mayor rango de tensión posible y este procedimiento se repite secuencialmente de manera que se identifican los rangos más altos a medida que se producen las fluctuaciones aleatorias. En la evaluación de los efectos de los diferentes ciclos, el mayor daño está causado por los rangos de tensión más altos, puesto que las curvas del cálculo siguen una relación del tipo S^mN = constante. El procedimiento del método de el embalse asegura que se consideren las combinaciones prácticas de máximos y de mínimos juntos, mientras que este no es siempre el caso en otros procedimientos de recuento de los ciclos de tensiones.

Una forma alternativa de llevar a cabo el recuento de ciclos del método de alberca consiste en girar el diagrama hasta invertirlo y utilizar la parte complementaria del diagrama de la manera que se muestra en la figura 31. Esta versión del método de el embalse ofrece resultados idénticos a los del método normal, pero presenta la ventaja de incluir los ciclos de tensiones principales, desde cero hasta el máximo y al revés.

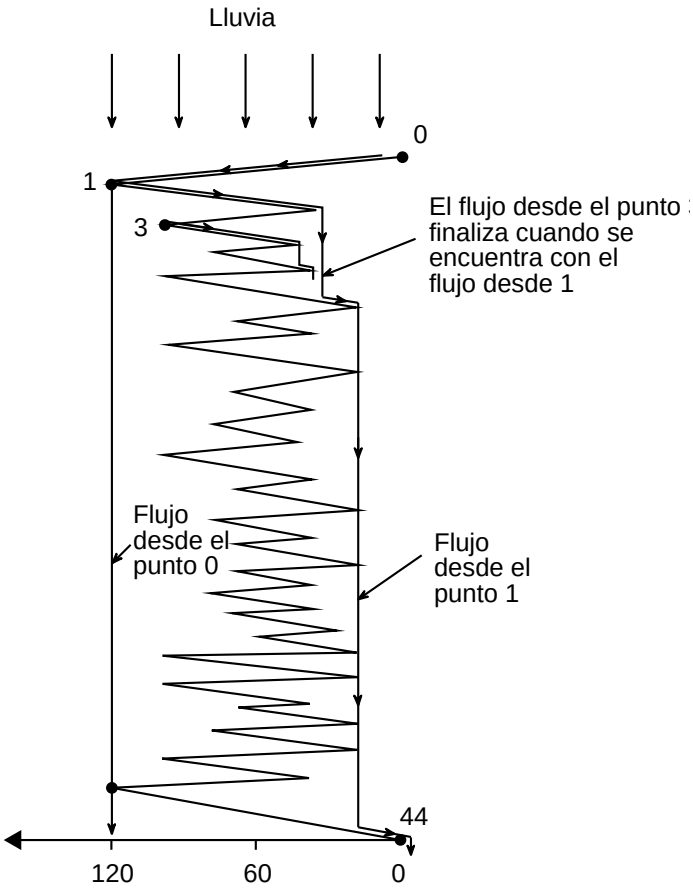


Figura 32c El flujo de agua finaliza cuando se encuentra con el flujo previo 0-1-44 = 1 ciclos s = 120 N/mm^2

7.2 El Método de Recuento de la "Recogida de lluvia"

El método alternativo de recuento de ciclos de la "recogida de lluvia" se ilustra en la figura 32a para la misma historia tensión-tiempo de la figura 29. Se trata esencialmente de la misma imagen, girada hasta colocarla de lado, tal y como se muestra en la figura 32a. Se permite que el agua (lluvia) caiga desde arriba sobre el patrón que se considera como la estructura de un tejado y se siguen los recorridos que sigue la lluvia. Sin embargo, es importante que se sigan un número de reglas estándar y el procedimiento resulta bastante más complejo y sometido a error que el método de el embalse. Se introduce un caudal de agua imaginario para cada canalón del tejado en su punto más alto, tal y como muestran los puntos de la figura 32b. Se sigue el flujo de agua, en primer lugar para el punto de comienzo situado más hacia afuera, permitiendo que el agua

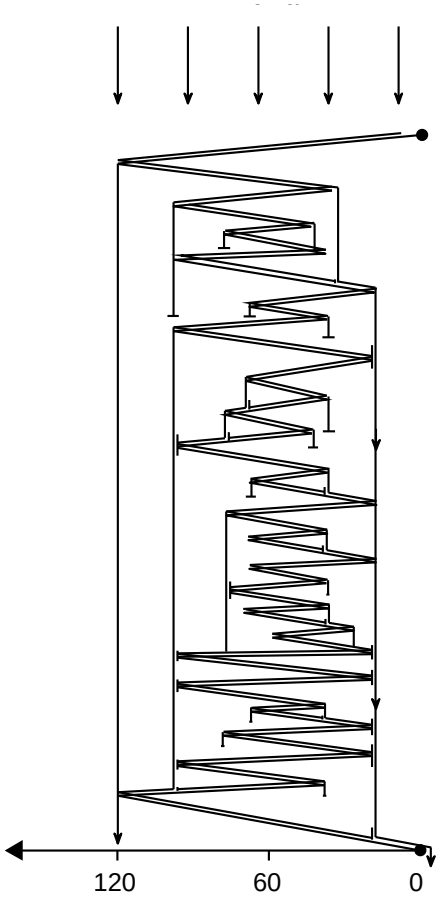


Figura 32d Patrón completo del flujo de agua para la historia de tensiones de la figura 29

caiga sobre cualquier parte del tejado situada por debajo y siga cayendo hasta que abandone el tejado completamente. La anchura existente desde el nivel de tensión en el que partió el agua hasta que abandonó el tejado representa la magnitud de un ciclo de tensión. Es necesario seguir secuencialmente los recorridos del flujo desde cada punto de comienzo, moviéndose progresivamente hacia dentro desde los puntos que se encuentran más hacia el exterior. No obstante, si el flujo de agua alcanza una posición en la que el agua se ha escurrido de un flujo anterior, se finaliza en ese punto tal y como muestra en la figura 32c para el flujo que se inició en la posición 3, finalizado en la posición del flujo previo 1. El rango de tensión de un ciclo terminado de esta manera se limita a la anchura entre el punto de comienzo y el punto de terminación. En la figura 32d se muestra el diagrama de lluvia completo para el patrón de tensión de la figura 29. Este procedimiento, cuando se aplica correctamente, también cuenta primero los ciclos de mayor rango de tensión y asegura que únicamente se consideren las combinaciones prácticas de máximos y de mínimos en una secuencia. El método de la recogida de lluvia es algo más difícil de aplicar correctamente que el método de el embalse y se recomienda que, tanto para fines de enseñanza como de proyecto, este sea el método que se utilice. Los resultados del método de la recogida de lluvia para los rangos de tensión aplicados a la historia de la tensión de la figura 29 son idénticos a los obtenidos mediante el método de el embalse, es decir,

1 ciclo a 120N/mm^2, 1 a 100N/mm^2, 4 a 80N/mm^2, 6 a 60N/mm^2, 10 a 30N/mm^2.

Existen otros dos métodos de recuento de ciclos, el método de “recuento del par de campo” y el del “nivel de cruce medio” que se utilizan en ocasiones pese a que tienden a no estar especificados en los Reglamentos.

Ejemplo 1 Este ejemplo de cálculo se basa en la historia de los ciclos de tensión de la figura 29. En primer lugar, el registro de la tensión representa un período de tiempo relativamente corto y ha de extrapolarse con el fin de que represente la vida total necesaria. Obviamente, el primer requisito consiste en averiguar la vida calculada necesaria y multiplicar los números de ciclos de cada carrera de tensión determinada, tal y como se ha indicado anteriormente, mediante el ratio de la vida calculada frente al período representado por el registro de los tiempos de la toma de muestras que se haya adoptado. Por ejemplo, si la vida calculada era de 20 años, y el período de tiempo de la toma de muestras era de 6 horas, los números de los ciclos deben multiplicarse por 20 x 365 x 4 = 29200. No obstante, hay que ser prudentes a la hora de llevar a cabo una extrapolación de este tipo, en el sentido de si una muestra de tiempo tan corta es representativa del comportamiento a largo plazo. Por ejemplo, en el caso de la estructura de un puente, es probable que el flujo de tráfico varíe con las diferentes horas del día, alcanzando un valor máximo en las horas punta y cayendo a valores reducidos en mitad de la noche. Además, existe la posibili-

dad de que las cargas más pesadas no se hubieran producido durante el período de toma de muestras considerado. Los problemas de la extrapolación de muestras a datos completos son comunes en el mundo de la estadística y puede que sean procedimientos estadísticos necesarios para asegurar que se contemplan las diferencias potenciales al utilizar los datos a una escala mayor. Esto depende en gran medida del tamaño absoluto de la muestra tomada.

Para verificar si el cálculo resulta satisfactorio para algún detalle en particular, es necesario tomar una decisión acerca de la curva S-N de cálculo apropiada para ese detalle. En la lección 14.9 se explicará la base de este proceso para el Eurocódigo 3. De momento, se asumirá que la historia de la tensión de la figura 29 analizada anteriormente se aplica a un detalle cuya curva S-N calculada es S90, cuya vida calculada es 2 x 10^6 ciclos a un rango de tensión de 90N/mm^2, con pendiente - 1/3 bajando hasta un nivel de la tensión de 66N/mm^2, a una vida calculada de 5 x 10^6 ciclos, con un cambio de la pendiente a 1/5 bajando hasta un rango de tensión de 36N/mm^2, que constituye el límite de fatiga a 10 millones de ciclos. Para una vida calculada de 20 años, asumiendo que la historia de la tensión de la figura 29 sea representativa de la carga típica de 6 horas, se puede crear la siguiente tabla:

En el caso de estas hipótesis, la carga es aceptable, tanto para el detalle como para la vida necesaria. De hecho, el valor de la “Suma de Daños” de 0,1174 basado en una vida calculada de 20 años indica que la vida calculada disponible es de 20/0,1174 = 170 años. Para este caso en particular, el rango de tensión de 60N/mm^2 cayó en el rango intermedio entre 36 y 66N/mm^2 y la vida disponible N se calculó utilizando la pendiente modificada de la curva S-N para esta zona. El rango de tensión de 30N/mm^2 está por debajo del límite de corte para la clasificación S90 y no contribuye a los daños por fatiga.

7.3 Métodos del Diagrama de Superación

Una manera conveniente de resumir las cargas de fatiga aplicadas a estructuras consiste en la utilización de los diagramas de superación. Estos diagramas presentan un resumen de la magnitud de una ocurrencia concreta frente al número de veces que se ha superado dicha magnitud. Si bien en principio resulta posible aplicar esta presentación a una amplia variedad de fenómenos, en lo relativo a los análisis de fatiga, la manera apropiada es un diagrama de registro (número de veces que se supera) frente a la ocurrencia de diferentes niveles de tensión. En la figura 33 se muestra un ejemplo. Esta figura podría representar las tensiones causadas en un lugar concreto de un puente por el tráfico que lo cruza, o por la carga de las olas de una plataforma petrolífera. Una característica típica de los fenómenos naturales de este tipo es que el número de superaciones aumenta a medida que el nivel de tensión disminuye. Con frecuencia, la forma del diagrama de superación para los fenómenos de este tipo se aproxima a la lineal, tal y

Rango de tensión N/mm^2	Ciclos aplicados n	Ciclos disponibles N	n/N
120	29200	843750	0.0346
100	29200	1.458 x 10^6	0.0200
80	116800	2.848 x 10^6	0.0410
60	175200	8.053 x 10^6	0.0218
30	292000	por debajo del corte	0
		Σn/N =	0.1174

Rango de tensión N/mm^2	Nº de veces que se supera	Ciclos que se producen
180	1	1
160	10	9
140	100	90
120	1000	900
100	10000	9000
80	100000	90000
60	1000000	900000
40	10000000	9000000
20	100000000	90000000

como se muestra. Resulta importante observar que el diagrama representa las superaciones, de modo que cualquier punto concreto del gráfico incluye todos los números de ciclos del rango de tensión que estén por encima de ese valor. Para su uso en los análisis de fatiga, utilizando la ley de Miner, el requisito es un resumen de los números de ciclos de cada nivel de tensión que se producen. Así pues, la carga representada por el diagrama de superación de la figura 33 puede tratarse como un histograma con ciclos de la siguiente manera:

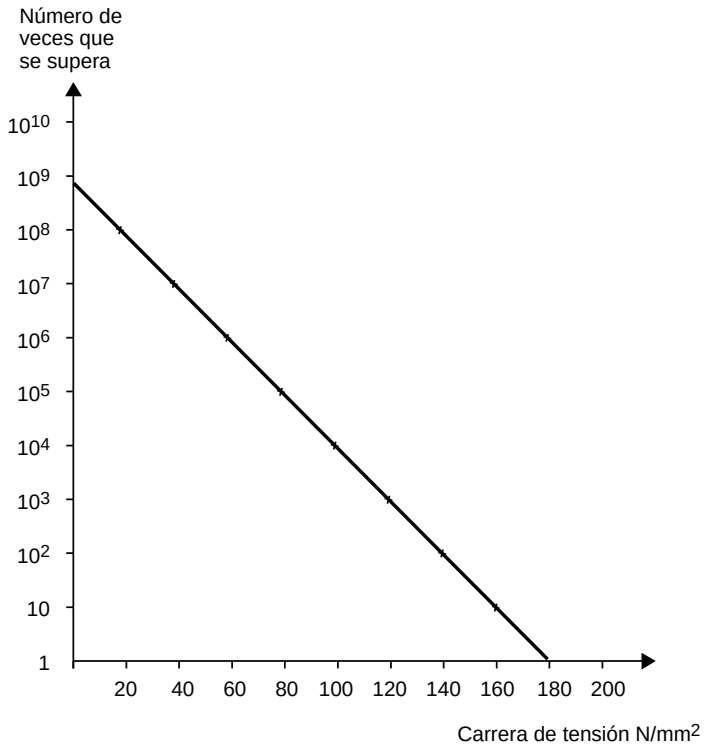


Figura 33 Ejemplo de un diagrama de superación

Se observará que algunas de los rangos de tensión se encuentran por debajo del límite de fatiga y, por lo tanto, no contribuirán a la suma de daños de la ley de Miner. Por ejemplo, en el caso del detalle considerado en el Ejemplo 1 anteriormente citado, el límite de corte era de 36N/mm^2, y los rangos de tensión de 20N/mm^2 no contribuirían a los daños por fatiga. No obstante, las carreras de tensión por encima de este nivel sí que contribuirán y es necesario incluir sus efectos. Esto se hace hallando el valor de $\Sigma S^m N$ independientemente para los niveles de tensión restantes, por encima y por debajo de la modificación en la pendiente de la curva S-N y, para las cifras proporcionadas anteriormente, se observará que es de 5,692 x 10^{10} para rangos de tensión de 80N/mm^2 y superiores, y de 1,621 x 10^{15} para los rangos de tensión de 40 y de 60N/mm^2. Para un detalle S90 que tuviera el espectro de carga mostrado anteriormente, se tendrían que calcular los daños de fatiga de cada parte de la curva S-N, basándose en el valor apropiado de $S^m N$ = constante de la siguiente manera:

$$\frac{5.692 \times 10^{10}}{1.458 \times 10^{12}} + \frac{1.621 \times 10^{15}}{6.262 \times 10^{15}} = 0.298$$

El coeficiente de la suma de daños, calculado en 0,298 a partir de estas cifras, resulta inaceptable. El examen detallado de las cifras que proporcionan este resultado indicaría que la mayor parte de los

daños calculados se producen en los rangos de tensión menores, de 40 y de 60N/mm^2, contribuyendo a la parte S^5N de la curva de cálculo.

7.4 Carga en Bloque

La carga en bloque es un caso particular de un diagrama de superación.

Consideremos el caso particular de la estructura de un puente de un único carril cuya carga se asume idealmente dividida en tres categorías. Supongamos que hay un número n_1 de camiones pesados que se desplazan sobre el puente durante la vida de éste, y que, en un detalle soldado en concreto, cada camión causa un rango de tensión de S_1. Además, existe un número n_2 de camiones de tamaño medio que causan un rango de tensión S_2 y un número n_3 de coches que causan un rango de tensión S_3 en el mismo detalle soldado, cuando cruzan el puente. Para evaluar el efecto combinado de los diferentes rangos de tensión que se aplican en algún tipo de secuencia, el procedimiento adoptado consiste en asumir que el daño causado por cada grupo individual de ciclos de un rango de tensión particular es el mismo que el que se causaría bajo una carga de amplitud constante en ese rango de tensión. En primer lugar, es necesario decidir cuál es la clasificación apropiada para el detalle geométrico que se está considerando e identificar la curva S-N de cálculo adecuada. De momento, asumamos que la curva de cálculo es igual a la que se muestra en la figura 34. Si la única carga de fatiga aplicada al puente fuera el desplazamiento de los camiones pesados, con rangos de tensión s_1, en el detalle en cuestión, la vida calculada disponible sería de N_1 ciclos, tal y como se muestra en la figura 34. De hecho, el número de ciclos aplicados en este rango de tensión es n_1. Se asume que los daños por fatiga causados en el rango de tensión S_t es n_1/N_1.

Igualmente, si la única carga de fatiga que se aplicase al puente fuera el desplazamiento de los camiones de tamaño medio, con un rango de tensión S_2, la vida calculada disponible sería N_2 y los daños por fatiga causados serían n_2/N_2. Para el paso de los coches con un rango de tensión S_3, la vida calculada disponible, si esta fuera la única carga, sería N_3 y los daños por fatiga causados serían n_3/N_3. Cuando las tres cargas se producen simultáneamente en combinación, la hipótesis que se asume en aras del calculo es que los daños por fatiga totales son la suma de los que se producen independientemente en cada rango de tensión individual. Esto se conoce como la ley de Palmgren-Miner o del daño lineal, o más sencillamente, como la ley de Miner y se resume de la siguiente manera:

$$\frac{n_1}{N_1} + \frac{n_2}{N_2} + \frac{n_3}{N_3} + \ldots + = 1 \qquad (11)$$

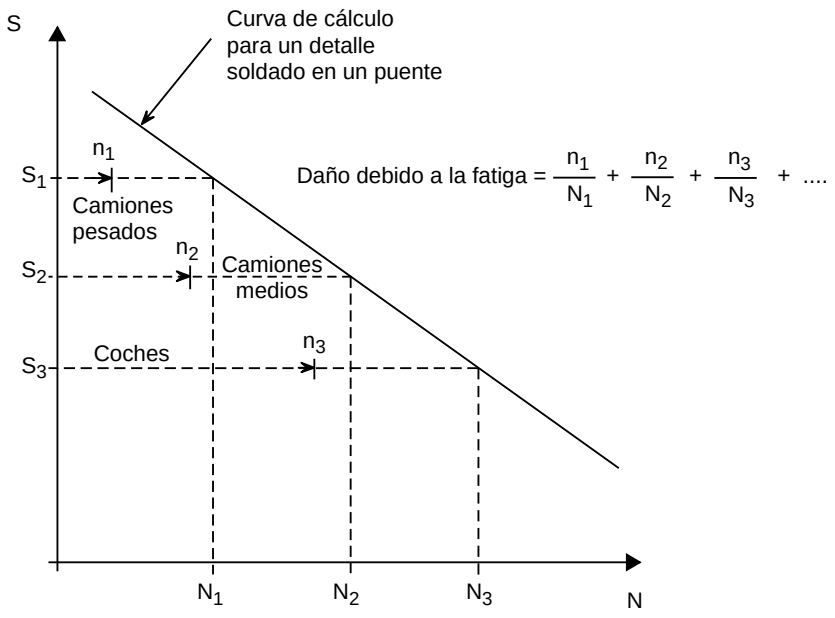


Figura 34 Daño acumulado bajo carga de diferentes carreras de tensión y diferentes números de ciclos

7.5 Aspectos de la Frecuencia y del Espectro

No resulta infrecuente que las cargas se produzcan a más de una frecuencia. Normalmente se

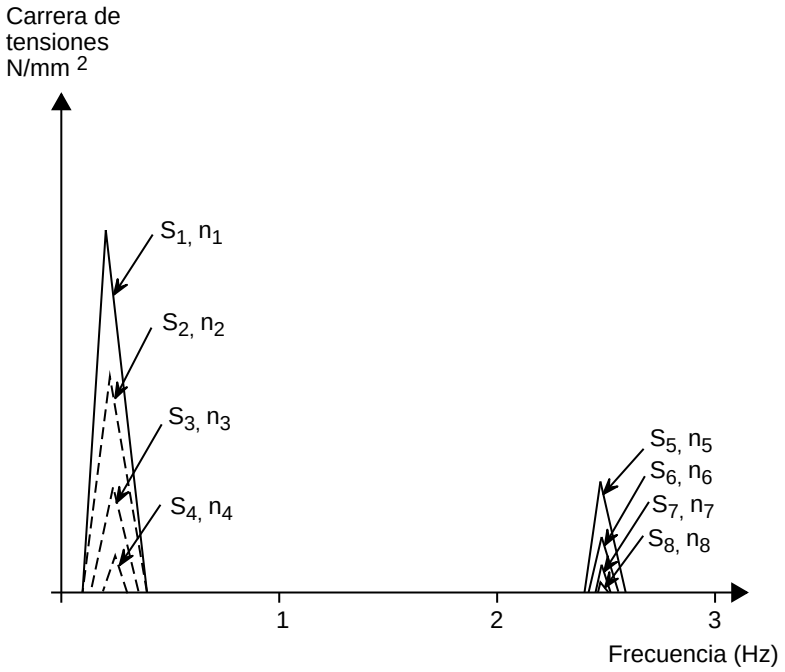


Figura 35 Diagrama del dominio de frecuencias en la historia de tensiones

considera que, en el caso de condiciones no agresivas del entorno, por ejemplo acero en el aire, el efecto de la frecuencia sobre el comportamiento de la fatiga de amplitud constante es escaso o inexistente. No obstante, en condiciones agresivas, por ejemplo acero en agua salada, puede haber efectos significativos de la frecuencia sobre el mecanismo de propagación de las fisuras, que produzcan un aumento en su velocidad de propagación, vidas más cortas y la reducción o eliminación del límite de fatiga. En el caso de los ensayos de fatiga en lugares en los que es posible que las condiciones del entorno sean importantes, es necesario llevar a cabo los ensayos con la misma frecuencia que la de la carga de servicio. Un ejemplo de esto lo constituye el efecto de la carga de las olas sobre las plataformas petrolíferas, en las que una frecuencia típica de las olas es de aproximadamente 0.16 Hz. Evidentemente, esto tiene implicaciones importantes sobre el período de tiempo necesario para llevar a cabo los ensayos, ya que acumular un millón de ciclos a 0.16 Hz supondría unos 70 días, mientras que una prueba convencional en el aire a, por ejemplo, 16 Hz, alcanzaría la misma vida en menos de 1 día. Para cualquier estructura, la respuesta de ésta a la carga dinámica depende de la frecuencia o índice de la carga aplicada y de las características vibratorias de la estructura en sí. Reviste una gran importancia que el proyectista se asegure de que las frecuencias de resonancia naturales de la estructura están bien separadas de las frecuencias de la carga aplicada que pudiera producirse. Incluso en este caso, la estructura puede responder con frecuencias de la fluctuación de la tensión que son una combinación de la frecuencia de la carga aplicada y de sus propias frecuencias vibratorias. Además, puesto que la magnitud de la carga también puede variar con el tiempo, es necesario considerar aspectos tanto del dominio de la frecuencia como del dominio temporal. La figura 35 muestra una respuesta del dominio de la frecuencia típica para fluctuaciones de la tensión en un emplazamiento concreto situado en una plataforma petrolífera. Este diagrama proporciona información acerca del número de veces que se superan diferentes niveles de tensión, así como los datos de la frecuencia. Los valores máximos de aproximadamente 0,16 Hz corresponden a la carga aplicada, mientras que los picos más elevados de la frecuencia son los debidos a la respuesta vibratoria de la estructura.

Con cargas de fatiga de amplitud variable de este tipo, existen complejidades adicionales

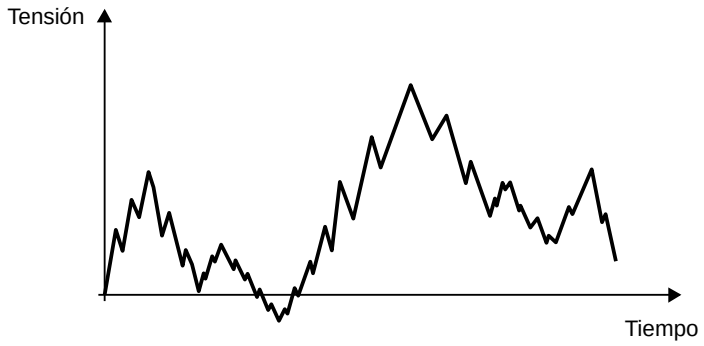


Figura 36 Historia de las tensiones de amplitudes variables de banda ancha

con respecto a los efectos de la frecuencia que es necesario considerar. Allí donde la tensión se produce cerca de o en una única frecuencia, esta condición se conoce como “banda estrecha” y cuando existe un rango de frecuencias diferentes se denomina “banda ancha”. Si la respuesta del dominio de la frecuencia de la figura 35 se convirtiera de nuevo en la respuesta del dominio temporal en la que se registraron originalmente los datos, el resultado sería similar a la figura 36. Evidentemente, se deben haber asumido algunas hipótesis en la conversión de un diagrama a otro y, en este caso, se trata de que el recuento de los ciclos de tensión se ha llevado a cabo mediante el método de el embalse. Sin embargo, en la figura 36, resulta evidente que los ciclos de tensión de mayor frecuencia se sobreponen encima de los ciclos de frecuencia menor; algunos de los ciclos de mayor frecuencia se producen a mayores tensiones medias o ratio de tensiones.

8. RESUMEN FINAL

- En esta lección se ha mostrado que la fatiga es un proceso de enlace muy débil de naturaleza estadística en el transcurso del cual se iniciará una fisura en un emplazamiento en el que la tensión, la geometría local y global, los defectos y las propiedades del material se combinan para crear una situación crítica. Así pues, la fisura se inicia en un punto elevado y puede causar el agotamiento de la estructura, incluso si el resto de la misma presenta una gran resistencia a la fatiga. Por lo tanto, la buena práctica del cálculo de fatiga se basa en una cuidadosa atención a los detalles que aumentan la tensión localmente y por lo tanto constituyen potencialmente lugares de iniciación para las roturas de fatiga.

- Un aspecto positivo de la naturaleza local del proceso de la fatiga es que, cuando ésta es el criterio limitador del proyecto, tan sólo es necesario mejorar un área relativamente pequeña del material sometido a grandes tensiones para aumentar la capacidad de carga de la estructura.

- Otra conclusión general consiste en que el aumento en el tamaño de una estructura normalmente ocasiona una resistencia menor con respecto a la rotura frágil, así como a la fatiga. Así pues, es necesario considerar adecuadamente los efectos del tamaño.

- El gran número de factores que influyen sobre la resistencia a la fatiga hace que los efectos combinados de estos factores sean muy difíciles de predecir. Por lo tanto, la manera más segura de obtener datos de cálculo sigue siendo la realización de ensayos de fatiga sobre componentes prototipo en unas condiciones realistas del entorno.

- Se debe llevar a cabo un análisis normal del cálculo estructural para las cargas de cálculo máximas y para una serie de cargas intermedias con número conocido de ocurrencias en la vida calculada con el fin de proporcionar resultados de las tensiones en los detalles típicos. Alternativamente, si el Reglamento de aplicación proporciona una condición de carga de amplitud constante equivalente y el número asociado de ciclos, se debe aplicar esta carga y se deben determinar las tensiones. Deben analizarse las tensiones en lo referente al campo de la variación de la tensión principal o de la tensión directa alineada perpendicular o paralelamente al detalle geométrico, tal y como se define en el Eurocódigo 3. Los tratamientos para las tensiones tangenciales se ofrecen en el Eurocódigo 3. Los rangos de tensión se deben multiplicar por coeficientes parciales apropiados y, en el caso de las cargas de amplitud variable, o bien combinarse juntos para proporcionar un rango de tensión de amplitud constante equivalente o utilizarse para calcular la suma total de los daños por fatiga.

- Se debe identificar la clasificación correcta del detalle para los detalles críticos típicos y se deben verificar los daños por fatiga aplicados para la vida calculada frente a la curva S-N de cálculo para el detalle en cuestión. Si el cálculo no es satisfactorio, o bien se deben reducir los rangos de tensión o se debe modificar el detalle hasta que se obtengan resultados satisfactorios.

9. BIBLIOGRAFÍA

1. Metals Handbook, ASM 1985.

2. ISO Standard, 373 - 1964.

3. P.C. Paris and F. Erdogan, “A Critical Analysis of Crack Propagation Laws”, Trans, ASME, Vol. 85, No. 4, 1963.

4. J.M. Barsom, “Fatigue Crack Propagation”, Trans, ASME, SEr. 85, No. 4, 1971.

5. H. Neuber, “Kerbspannungslehre”, Springer, 1958.

6. R.E. Peterson, “Stress Concentration Factors”, John Wiley y Sons, 1974.

7. O. Ørjasæter et al, “Effect of Plate Thickness on the Fatigue Properties of a Low Carbon Micro-Alloyed Steel”, Proc. 3rd Int. ECSC Conf. on Steel in Marine Structures (SIMS’87), Delft, 15-18 June 1987.

8. P. J. Haagensen, “Size Effects in Fatigue of Non-Welded Components”, Proc. 9th Int, Conf. on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, (OMAE), Houston, Texas, 18-23 February 1990.

ESDEP TOMO 14
DISEÑO PARA FATIGA

Lección 14.3: Efecto del Trabajo del Hombre sobre la Resistencia a la Fatiga de la Soldadura Longitudinal y Transversal

OBJETIVOS/CONTENIDO

La identificación de factores que influyen sobre la resistencia a la fatiga de las uniones soldadas y de las consecuencias para el proyecto, trabajo de taller e inspección.

CONOCIMIENTOS PREVIOS

Lección 14.1:	Introducción Básica a la Fatiga
Lección 14.6:	Comportamiento de Fatiga de Uniones Atornilladas

LECCIONES AFINES

Lección 4.4:	Procesos de Soldadura
Lección 4.6:	Inspección y Control de Calidad

RESUMEN

Se revisan brevemente los datos contenidos en el Eurocódigo 3 [1] sobre la resistencia a la fatiga. Se relacionan las resistencias de las soldaduras longitudinales y transversales con la calidad de la soldadura manual. Se examinan la necesidad de llevar a cabo inspecciones y las limitaciones de los ensayos no destructivos. Se exponen las implicaciones para un proyecto económico, la planificación de detalles y las especificaciones.

1. INTRODUCCIÓN

Cualquier unión situada en una estructura, o en cualquier pieza de una estructura, constituye un punto potencial de debilidad, tanto en cuanto a la resistencia estática como a la fatiga.

En lo relativo a la fatiga, esta debilidad potencial resulta evidente a partir de los datos proporcionados por el Eurocódigo 3 [1] (figura 1). En este documento, la chapa perfecta se sitúa en la categoría de detalle 160, que es la resistencia a la fatiga a 2.10^6 ciclos, mientras que el detalle

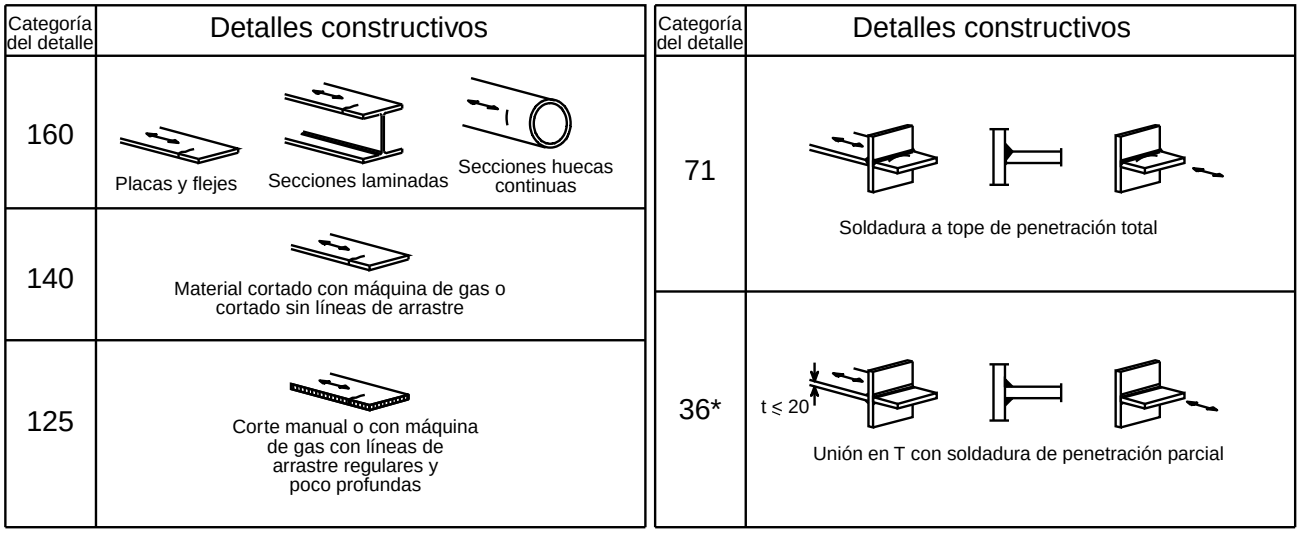


Figura 1 Efectos del trabajo del hombre sobre la fatiga

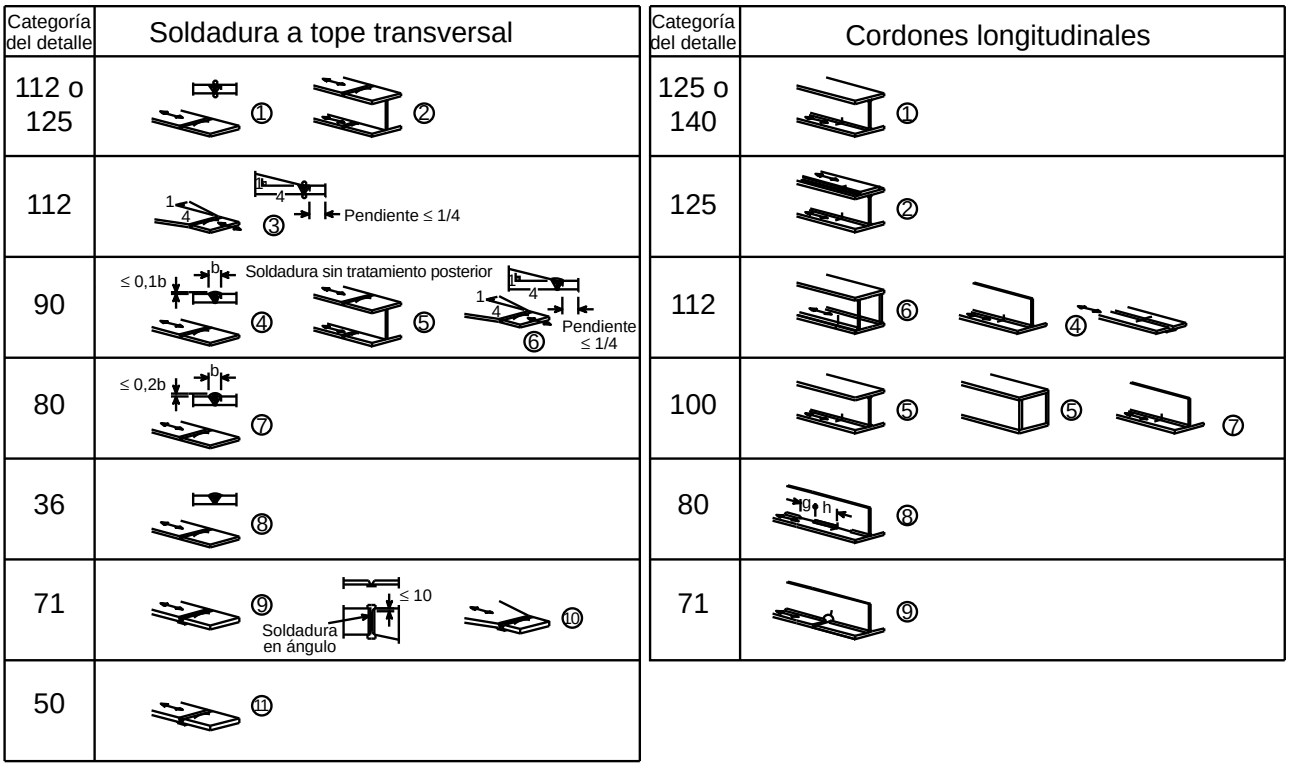


Figura 2 Clasificación de las soldaduras según EC3

de unión con la peor de las geometrías y, por lo tanto, la peor concentración de tensión, se sitúa en la categoría 36.

En una unión soldada, los siguientes son emplazamientos potenciales para la iniciación de una rotura de fatiga:

1. En el metal base de cada una de las partes unidas, la zona adyacente a:

   (i) el extremo de la soldadura

   (ii) un borde de soldadura

   (iii) un cambio en la dirección de la soldadura

2. En el mismo metal de la soldadura, con su inicio en:

   (i) la raíz de la soldadura

   (ii) la superficie de la soldadura

   (iii) un defecto interno

También es posible que un tipo de soldadura, la soldadura longitudinal a tope o en ángulo, se sitúe en cuatro categorías, desde la 140 hasta la 100, dependiendo del trabajo del hombre (véase la figura 2).

Las soldaduras a tope transversales pueden tener incluso un campo mayor de resistencias (figura 2), desde la categoría 125 hasta la 36, 7 categorías en total. Si se excluyen las soldaduras a tope hechas únicamente por una sola cara, con o sin contrachapas para la raíz, es decir, las categorías de detalle 71, 50 y 36, quedan cuatro categorías para las soldaduras a tope "bien hechas". En este caso, la categoría depende tanto de la geometría de la soldadura como del trabajo del hombre.

Otras soldaduras (cordones transversales, soldaduras a uniones, etc) también muestran amplias variaciones en la resistencia, dependiendo de la geometría y del trabajo del hombre.

Resulta importante tener en cuenta que otros varios resultados (normalmente accidentales) de un trabajo insatisfactorio del hombre pueden reducir el rendimiento de un detalle por debajo de lo que indique su categoría:

(a) salpicaduras de la soldadura

(b) golpes accidentales del arco

(c) uniones no autorizadas

(d) picaduras por corrosión

(e) defectos de la soldadura, especialmente en soldaduras a tope transversales

(f) ajuste insatisfactorio

(g) excentricidad y defectos de alineación

La mayor parte de estos factores son en gran medida imposibles de cuantificar y se deben controlar mediante la inspección y reparaciones adecuadas.

El propósito de esta lección consiste en describir con mayor detalle las uniones soldadas y los aspectos que el proyectista ha de considerar antes de decidir la resistencia a la fatiga que se utilizará en los cálculos.

2. SOLDADURAS LONGITUDINALES

La categoría más alta para las soldaduras longitudinales, la 140, tan sólo se aplica cuando no existen “defectos significativos”. Esto implica la soldadura automática, la ausencia de posiciones de inicio/paro, la ausencia de inclusiones de escoria o de sopladuras, es decir, casi la perfección, “demostrada mediante inspecciones llevadas a cabo por especialistas”.

La siguiente categoría inferior, la 125, exige la soldadura automática y las reparaciones hechas por expertos, seguidas de inspecciones para cualquier posición accidental de inicio/paro. Si quedan posiciones de inicio/paro, la categoría de los cordones de soldadura longitudinales se rebaja a la 112 y la de las soldaduras a tope longitudinales a la 100.

Las soldaduras a tope o en ángulo manuales y las soldaduras a tope por una sola cara pertenecen a la categoría 100, al igual que las soldaduras “reparadas”.

Existen evidencias experimentales que indican que las inclusiones de escoria pequeñas pueden rebajar la resistencia de una soldadura en ángulo longitudinal hasta la categoría 90.

Un límite inferior a la resistencia de las soldaduras en ángulo longitudinales defectuosas es probablemente el de una soldadura intermitente, categoría 80, o incluso el extremo de una soldadura de este tipo en una gorguera, categoría 71.

3. SOLDADURAS A TOPE TRANSVERSALES

Las soldaduras a tope transversales pueden alcanzar la categoría 125 cuando se obtiene una "alta calidad de la soldadura", calidad confirmada por una inspección posterior. Entre otros requisitos, la norma de soldadura propuesta limita las inclusiones sólidas en estas soldaduras a una anchura de 2 mm y una longitud de 6 mm, reconociendo, por lo tanto, la importancia de los defectos internos.

Las soldaduras de calidad inferior pertenecen a la categoría 112, siempre y cuando estén rebajadas a paño con la muela abrasiva. En caso contrario, se incluyen en la categoría 90, o en la 80 para el caso de juntas situadas en perfiles o viguetas laminados. En este caso, la categoría depende del perfil de la soldadura y de la calidad probable del trabajo manual; los defectos internos no se mencionan.

De hecho, los defectos internos ejercen, al menos en el caso de las soldaduras a tope transversales, una influencia sobre la resistencia a la fatiga tan importante como la ejercida por el perfil de la soldadura.

Otro factor que afecta a la resistencia de las juntas en las vigas laminadas, y que no se menciona explícitamente en la descripción de las categorías de los detalles, es el orden en el que se hacen las soldaduras. Este factor puede afectar al nivel de las tensiones residuales.

Los resultados de las pruebas que se muestran en la figura 3 ilustran estos puntos. Todos ellos son resultados de pruebas realizadas sobre soldaduras a tope transversales mostrados frente a la cuadrícula de líneas que representan las resistencias a la fatiga proporcionadas en Eurocódigo 3 [1] para las diferentes categorías de detalles. Las líneas cortas gruesas representan

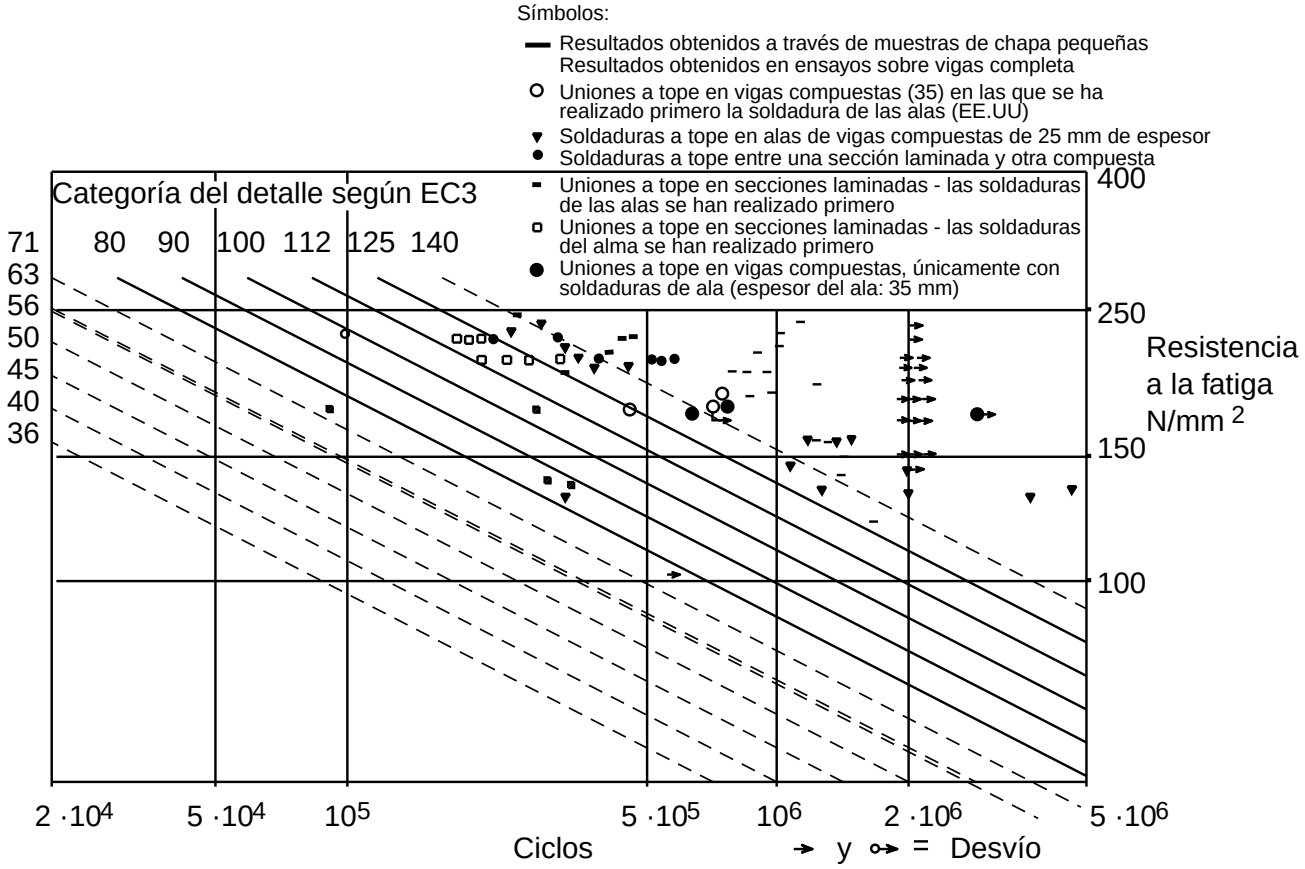


Figura 3 Resultados de ensayos sobre soldaduras a tope transversales

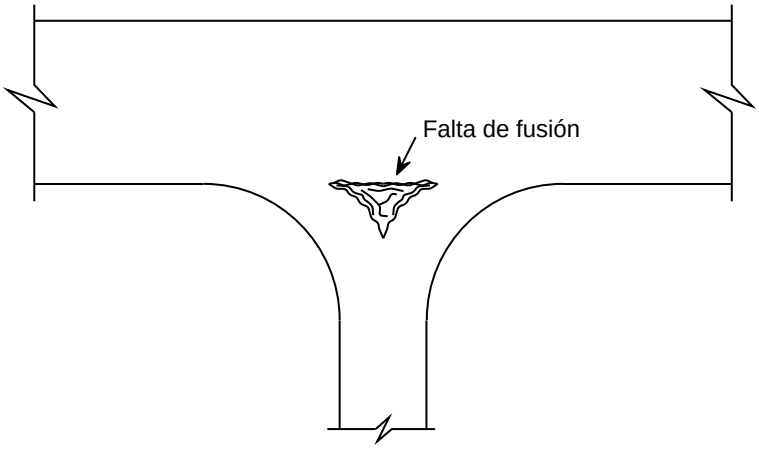


Figura 4 Defecto por falta de fusión

los resultados de las pruebas realizadas sobre probetas de chapa pequeñas, de 40 mm de ancho y 10 mm de espesor. Todos los demás puntos representan resultados de pruebas realizadas sobre vigas completas.

Los resultados oscilan desde la categoría 112 para las probetas de chapa hasta aproximadamente la categoría 36 para una unión a tope en una viga laminada I.

Las razones para esta amplia distribución de los resultados son en parte la calidad de la soldadura y en parte las tensiones residuales causadas por los diferentes métodos de soldadura.

3.1 Efecto de los Defectos Internos

Es probable que las probetas de chapa estuvieran razonablemente libres de defectos internos. Las soldaduras a tope en las alas de las vigas compuestas, que se muestran como círculos grandes, contenían varios defectos pequeños, en el campo de 3 mm^2 a 30 mm^2, a partir de los cuales se originaron las fisuras que produjeron el agotamiento. Contando con el hecho de que las alas de vigas compuestas tuvieran un espesor de 35 mm, todos los resultados se encuadrarían en la categoría 112. Lo mismo ocurriría con los resultados de las pruebas realizadas sobre vigas laminadas pequeñas con alas de 25 mm de espesor, que se muestran en forma de triángulos.

Los resultados que se presentan como puntos pequeños se obtuvieron para una soldadura a tope situada entre un perfil laminado y un perfil compuesto I. El agotamiento se debió a un defecto importante de “falta de fusión” en el ala de 30 mm de espesor, situada directamente encima del alma a la que se unió mediante radios de 24 mm. El defecto tenía un área de aproximadamente 80 mm^2 y se muestra esquemáticamente en la figura 4. Se atribuyó a una preparación defectuosa de la soldadura. No obs-

Categoría del detalle (resistencia)	112	100	90	80	71	63
Profundidad del defecto bajo la superficie						
10 mm	1mm ^{2}	6mm ^{2}	18mm ^{2}	40mm ^{2}	70mm ^{2}	100mm ^{2}
20 mm	3mm ^{2}	15mm ^{2}	30mm ^{2}	90mm ^{2}	220mm ^{2}	320mm ^{2}
30 mm	6mm ^{2}	20mm ^{2}	50mm ^{2}	130mm ^{2}	270mm ^{2}	420mm ^{2}

Figura 5 Tamaño del defecto y resistencia a la fatiga

tante, debe señalarse que se trató del trabajo de fabricantes experimentados, quienes evidentemente no apreciaron la dificultad de conseguir la penetración total en este punto.

Incluso contando con el efecto del tamaño, este resultado se colocaría en la categoría 63. No hay información acerca de la resistencia de este tipo de soldaduras en el Eurocódigo 3; no deberían utilizarse. Una Norma Británica, la BS 5400: Parte 10, sitúa estas soldaduras en una clase que se corresponde, en lo concerniente a la resistencia, con la categoría 63 [2]. Esta clasificación concuerda con los resultados de las pruebas.

Estos pocos resultados de pruebas bastan para indicar que los defectos internos de las soldaduras se producen y que ejercen una influencia decisiva sobre la resistencia a la fatiga de una unión soldada.

Con el fin de determinar este efecto cuantitativamente, se ha emprendido un estudio sobre la mecánica de la fractura, basado en los resultados de ensayos de fatiga realizados sobre soldaduras a tope que contenían defectos conocidos. Los resultados se utilizaron para la obtención de datos básicos de la mecánica de la fractura. Estos resultados mostraban la dispersión típica de todos los resultados de los ensayos de fatiga. Posteriormente, se utilizó un límite inferior de los valores con el fin de calcular la resistencia a la fatiga de soldaduras a tope de varios espesores, que contenían defectos de varios tamaños. El tamaño del defecto se expresó como un área; se trataba de una aproximación razonable que evitaba la necesidad de proporcionar dos dimensiones para cada defecto y de investigar varias formas.

Las cifras que se muestran en la figura 5 son aproximadas y se obtuvieron mediante interpolación, y cierto grado de extrapolación, a partir de los resultados que proporcionó la investigación.

La concordancia entre estas cifras y los pocos resultados de las vigas grandes es bastante satisfactoria.

Se observará que los defectos cercanos a la superficie ocasionan una mayor pérdida de resistencia a la fatiga que los que son más profundos y que un defecto de 12 mm^2, del tipo sugerido en el borrador de la norma de soldadura [1], rebajaría la resistencia de una soldadura a tope a la categoría 100, o incluso a la 90 si se encontrara cerca de la superficie.

Por lo tanto, resulta evidente que la alta resistencia a fatiga en una soldadura a tope exige soldaduras casi perfectas.

3.2 Efecto del Procedimiento de Soldadura

Los resultados de la figura 3, que muestran el efecto de diferentes procedimientos de soldadura y, por lo tanto, la tensión residual, constituyen los dos grupos de cuadrados.

Se obtuvieron a partir de ensayos sobre uniones a tope a través de perfiles laminados I. La serie mayor, los cuadrados rellenos, eran los de probetas en las que las soldaduras a tope del ala se habían hecho antes que las soldaduras a tope del alma. La serie menor, los cuadrados vacíos, se obtuvieron de probetas en las que se había utilizado el procedimiento inverso, primero las soldaduras a tope del alma y posteriormente las soldaduras a tope del ala, de manera que el alma resistió su contracción.

Una de las series se ajusta a la categoría 100, la otra a la categoría 80, lo que supone una considerable pérdida de resistencia como resultado de la utilización de la secuencia de soldado incorrecta.

Estos resultados no son los únicos; en los Estados Unidos, se han obtenido resultados similares que han sido confirmados por los que se muestran en círculos en la figura.

Estos resultados se obtuvieron a partir de probetas de vigas compuestas con alas de un espesor de 35 mm. Los círculos rellenos muestran los resultados de las probetas en las que únicamente se soldaron a tope las platabandas,

y eso antes de que se las soldara a las almas. Contando con el efecto del tamaño, se sitúan en la categoría 112 o, posiblemente, en la 125. Los círculos vacíos representan los resultados de las soldaduras a tope efectuadas justo a través de vigas compuestas similares. Son iguales o, en todo caso, tan sólo un poco peores que los resultados que muestran los círculos rellenos.

Sin embargo, el procedimiento de soldadura, que se muestra en la figura 6, fue diseñado para minimizar las tensiones residuales en las soldaduras del ala. Inicialmente, las almas no se soldaban al ala en aproximadamente 110 mm a cada lado de la unión. Se efectuaban en primer lugar las soldaduras a tope del ala, posteriormente la soldadura a tope del alma y, finalmente, se soldaba el alma a las alas. Esta soldadura también servía para tapar la pequeña ranura que se había dejado bajo la soldadura a tope del ala, con el objeto de permitir la radiografía de estas soldaduras. Las gorgueras no eran necesarias ni se proporcionaban.

Es evidente, en base a estos resultados, que las uniones a tope justo a través de una viga laminada pueden tener la misma resistencia a la fatiga que una soldadura a tope a través de una chapa, siempre y cuando el proyectista especifique el procedimiento de soldadura correcto y este se siga en los talleres de fabricación. En caso contrario, se produce una pérdida de la resistencia a fatiga del orden de un 25%.

A pesar de que los resultados se obtuvieron a partir de ensayos sobre vigas compuestas, las conclusiones tienen aplicaciones más amplias. Son aplicables, por ejemplo, a las uniones en pórticos situadas en o cerca de las esquinas y a cualquier situación en la que exista

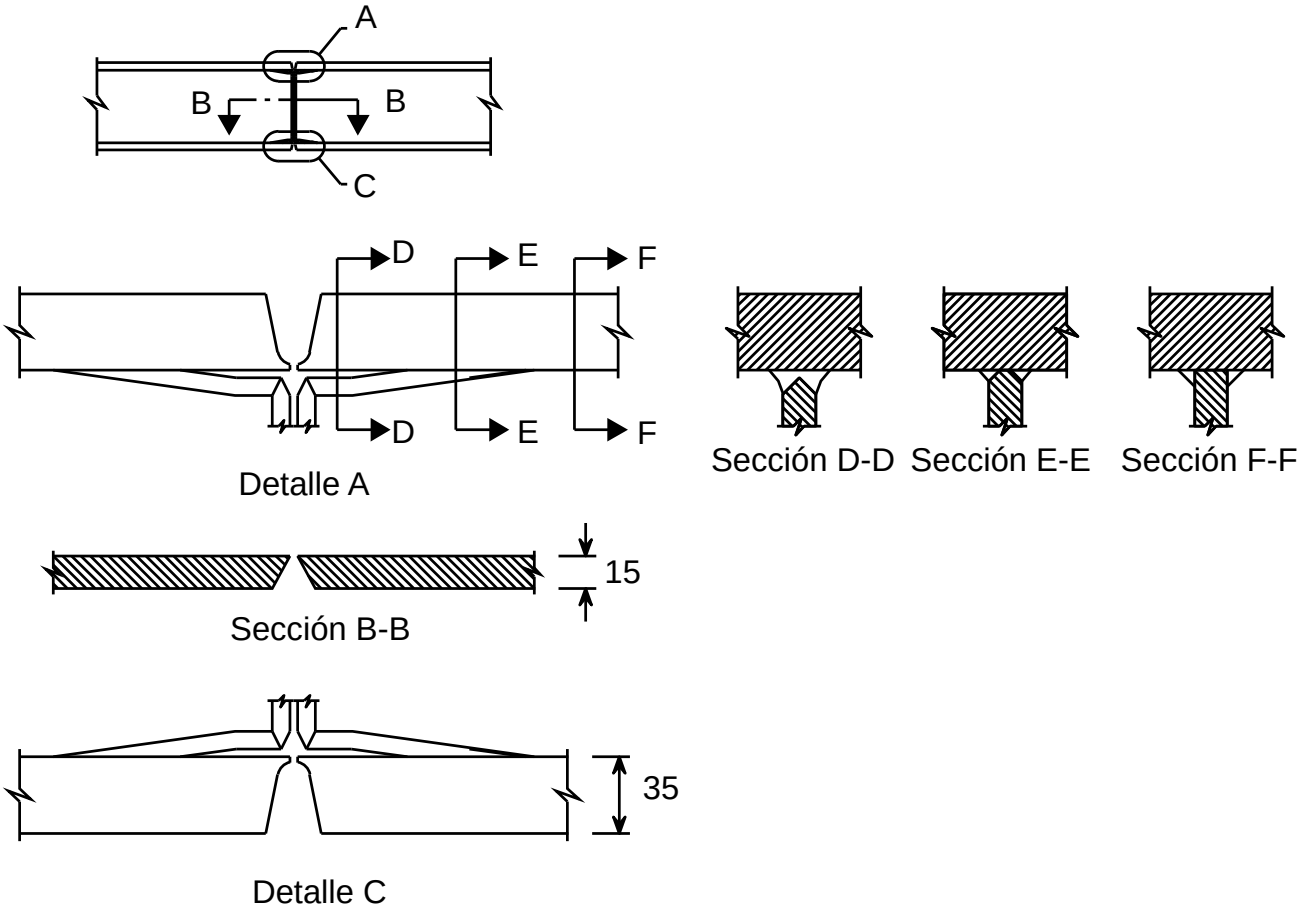


Figura 6 Procedimientos de soldadura aplicados para minimizar las tensiones residuales en las alas

un riesgo de embridamiento de las soldaduras a tope.

Hay algunas evidencias que apuntan a que consideraciones similares son aplicables a uniones mediante soldadura a las vigas. En una prueba, las chapas soldadas al cordón comprimido de una viga compuesta produjeron fisuras tempranas, tal y como se esperaba. Cuando se soldaron uniones similares a la platabanda, antes de que esta fuera soldada a la viga, no se observaron fisuras a casi el doble del límite de la resistencia; de nuevo una mejora aproximada del 25% en la resistencia a la fatiga.

Dado el efecto que el procedimiento de soldadura puede tener sobre la resistencia a fatiga de una unión, éste debe considerarse en la etapa del proyecto y se debe especificar; no es posible dejarlo para el fabricante.

4. OTRAS SOLDADURAS

4.1 Generalidades

Hasta ahora, la discusión se ha limitado a aquellos tipos de soldadura (soldaduras a tope y en ángulo longitudinales y soldaduras a tope transversales) cuya resistencia a la fatiga puede verse significativamente afectada por defectos incrustados o por los defectos que rompen la superficie, normalmente de mayor importancia. Es posible utilizar, y se han utilizado, muchos otros tipos de soldaduras que, incluso si se efectúan perfectamente, originan una pérdida considerable de resistencia a la fatiga. Normalmente esta pérdida se produce como resultado del hecho de que las soldaduras forman discontinuidades geométricas o causan concentradores de tensiones; frecuentemente los defectos en el trabajo manual, salvo que sean de importancia, tienen un reducido efecto degradante adicional.

En esta sección se considerarán dos tipos específicos de soldaduras:

a. Soldaduras en ángulo transversales

b. Soldaduras de conexión entre uniones con carga y sin carga.

En ocasiones resulta difícil diferenciar entre la reducción de la resistencia que se produce como resultado de un proyecto insatisfactoriamente detallado y la que es producto de un trabajo manual de mala calidad, debido a que puede haber una correlación entre ambos; No obstante, a continuación se describen las consideraciones más importantes.

4.2 Soldaduras en Ángulo Transversales

Las soldaduras en ángulo transversales pueden utilizarse para conectar rigidizadores transversales a una chapa (por ejemplo rigidizadores del alma o rigidizadores transversales sobre una platabanda ancha en compresión o diafragmas en vigas de cajón); siempre reducen la resistencia a la fatiga de la chapa sobre la que se aplican. El Eurocódigo 3 Parte 1 [1] muestra que el mejor resultado que puede obtenerse normalmente es la categoría 80 si el espesor del rigidizador o del diafragma es de 12 mm o inferior, o la categoría 71 si es superior a 12 mm. Tal y como se discute posteriormente, es posible que en algunas circunstancias sea posible o deseable prescindir de estos rigidizadores aumentando el espesor de la chapa de apoyo.

Puesto que normalmente el agotamiento por fatiga, consecuencia de un cordón de soldadura transversal, se inicia mediante una propagación de la fisura que penetra en la chapa base desde el borde de la soldadura (figura 7), no resulta probable que los defectos en la misma soldadura (por ejemplo inclusiones de escoria o porosidad) reduzcan la resistencia en mayor grado. No obstante, cualquier defecto del trabajo del hombre que cause daños en la placa sobre la que se apoya la soldadura puede ser grave; en particular, debe prohibirse tajantemente cualquier defecto residual en forma de fisuración planar en la zona de la chapa afectada por el calor y se debe especificar la inspección de manera que se asegure que los defectos de este tipo puedan detectarse y rectificarse.

La mordedura marginal de la chapa de apoyo en el borde de la soldadura, si es excesiva, también puede degradar la resistencia a la fatiga, aunque se puede tolerar una pequeña cantidad sin reducir la categoría por debajo de

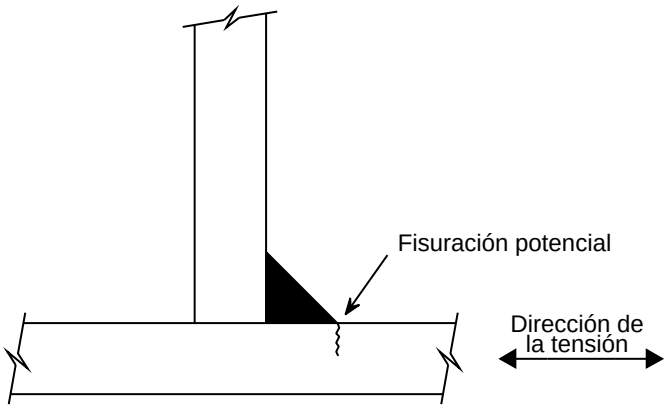


Figura 7 Iniciación de fisuración en cordones en ángulo transversales

las cifras ofrecidas anteriormente. Normalmente, se considera que una mordedura marginal inferior a 0,5 mm es permisible, siempre y cuando la mordedura marginal total no reduzca la sección transversal en más de un 5%.

Un área en la que el proyecto y el trabajo del hombre tienden a solaparse se produce en la zona en la que una soldadura en ángulo transversal acaba cerca del borde de la chapa base. Por ejemplo, en el caso de un rigidizador de alma unido también al ala de una viga laminada, ¿qué es lo que le ocurre a la porción que está unida cerca del borde del ala? Cuando el rigidizador acaba a menos de 10 mm del borde del ala, la categoría en ese punto se reduce a la 50; cuando acaba a 10 o más mm del borde, pueden utilizarse las categorías “plenas” 71 u 80, según sea apropiado.

Otras aplicaciones de las soldaduras en ángulo transversales, en las que el trabajo del hombre puede afectar a la resistencia, se producen cuando la soldadura está sometida a flexión por su eje longitudinal; estas condiciones pueden surgir allí donde las cargas debidas al tráfico, sobre una chapa de acero del tablero de un puente, se transfieren a rigidizadores o a vigas mediante soldaduras en ángulo entre la chapa y el alma del rigidizador (figura 8). En este caso, la totalidad de la calidad de la soldadura es importante; en especial el ajuste entre la chapa y el alma debe ser muy bueno, pues en caso contrario las tensiones de flexión aumentarán y será probable que la raíz de la soldadura presente un perfil muy irregular. En estas circunstancias se han producido muchos ejemplos de iniciación de fisuras en la raíz, bajo las tensiones de flexión inducidas, que se propagan a través de la garganta de la soldadura. Resulta extremadamente difícil detectar un agotamiento de este tipo hasta que se ha perdido toda el área de la sección transversal de flexión de la soldadura. Además, resulta casi imposible intentar utilizar métodos analíticos para anticipar este tipo de fenómenos, debido a la extrema sensibilidad de la soldadura ante este tipo de problemas del trabajo manual.

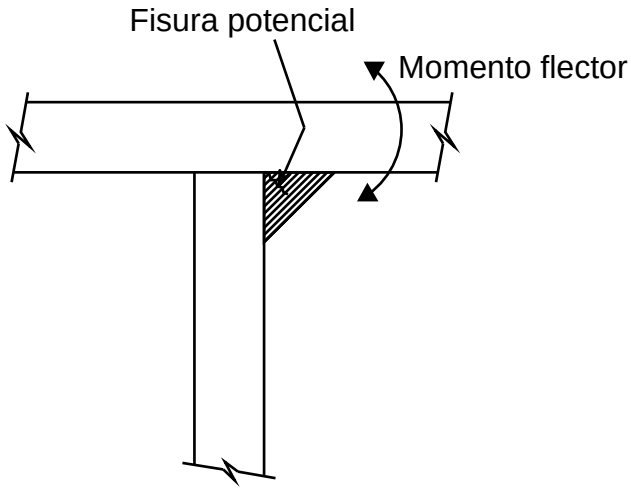


Figura 8 Iniciación de fisuración en soldaduras en ángulo por un solo lado que transmiten momentos flectores locales

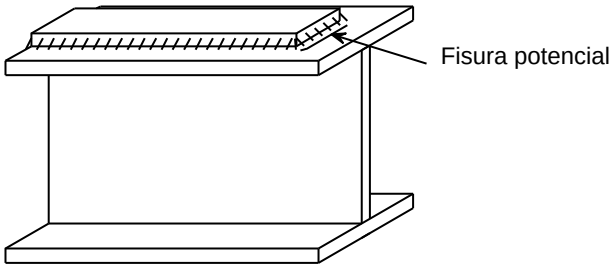


Figura 9 Fisura potencial por fatiga que se inicia a partir de la soldadura de la chapa de refuerzo al ala de la viga

Como ejemplo final de las soldadura en ángulo transversales, y como introducción a las uniones con carga, se va a considerar la unión de una chapa de refuerzo, tal y como se muestra en la figura 9. Este tipo de chapas de refuerzo se han utilizado frecuentemente en el pasado con el fin de aumentar la resistencia estática de, por ejemplo, la chapa del ala de una viga de acero. En el extremo de esta chapa de refuerzo habrá una soldadura en ángulo transversal, pero debido a que éste tiene que transferir la carga a la chapa, su función es significativamente diferente a las que se han discutido anteriormente.

En primer lugar, debido a la transferencia de carga, el coeficiente de concentración de la tensión es elevado y, por lo tanto, la categoría “básica” de la soldadura es la 50*, cuando ni el espesor de la platabanda ni el de la chapa de refuerzo es superior a 20 mm. Si cualquiera de

ellos fuera superior a 20 mm, la categoría se rebajaría a la 36*.

En segundo lugar, los daños en la chapa no solamente reducirán la resistencia a la fatiga de manera similar a la anteriormente descrita, sino que los defectos de la misma soldadura reducirán la resistencia, ya que en realidad está transfiriendo carga. Un desarrollo interesante de este detalle, que resuelve con creces los problemas descritos, consiste en omitir la soldadura en los extremos de la chapa de refuerzo y, en cambio, conectarla a la platabanda en esta zona utilizando pernos pretensados de alta resistencia, comenzando la soldadura (en ángulo) únicamente después de que la mayor parte de la carga haya sido transferida. Entonces esta soldadura se comportará de la manera que se ha descrito para los cordones longitudinales en el apartado 2.

4.3 Uniones Con Carga y Sin Carga

Como puede deducirse a partir del apartado 4.2 visto anteriormente, es probable que una unión con carga tenga una categoría inferior que una sin carga. No obstante, esta afirmación debe utilizarse con cautela, puesto que a veces una unión diseñada para ser sin carga puede soportarla; un caso típico de esto lo constituye, por ejemplo, una anilla soldada para ayudar al izado durante el montaje (véase la figura 10). La anilla no está diseñada para soportar carga en servicio, pero resulta evidente que tenderá a atraer cierta cantidad de ella. Esta circunstancia está reconocida en el Eurocódigo 3 mediante la variación de la categoría dependiendo de la longitud de la unión en la dirección de la tensión en la placa base (cuanto mayor sea su longitud, mayor será la carga que atraerá y, por lo tanto, mayor será la concentración de las tensiones y menor la categoría). Así pues, incluso si nominalmente es sin carga, se sitúa en las siguientes categorías (incluso se aplicarían categorías inferiores si las uniones estuvieran localizadas a menos de 20 mm del borde de la chapa):

longitud ≤ 50 mm:	categoría 80
50 mm < longitud ≤ 100 mm:	categoría 71
longitud > 100 mm:	categoría 50*

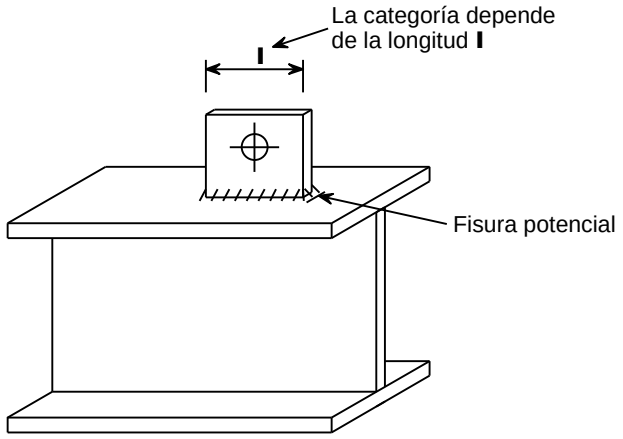


Figura 10 Fisura potencial por fatiga que se inicia a partir del cordón de soldadura

Si estas uniones se sitúan en un área sensible a la fatiga, normalmente el proyectista exigirá que sean eliminadas y rebajadas a paño con la muela abrasiva una vez hayan sido utilizadas para el montaje. Sin embargo, a veces son necesarias en la estructura final (por ejemplo, presillas, conexiones de los elementos utilizadas para rigidizar la estructura, etc). En este caso, se debe prestar atención a detallarlas de tal manera que se minimice la transferencia de carga y, por lo tanto, la concentración de tensiones. Normalmente esto se lleva a cabo haciéndolas tan cortas como sea posible y manteniéndolas alejadas del borde extremo de los elementos.

Normalmente las uniones con carga verdadera (tales como la placa de refuerzo del apartado 4.2 o las uniones en cruz con carga) pertenecen a una categoría de detalle muy baja y son sensibles a los defectos de la soldadura de la misma manera que las soldaduras a tope transversales. Además, es posible que las uniones en cruz y similares sean muy sensibles a defectos laminares en las chapas, produciéndose, por lo tanto, el desgarro laminar tras la soldadura. Este tipo de defectos deberían ser reparados, no es posible cuantificarlos o considerarlos simplemente mediante la reducción de la categoría de la soldadura.

5. INSPECCIÓN

Puesto que la resistencia a la fatiga de las uniones soldadas se ve muy influida por la calidad de las soldaduras, la primera consideración del proyectista a la hora de escoger una resistencia a la fatiga para los cálculos estáticos debe ser la calidad que es posible obtener a un coste que resulte económicamente justificable y cuya realización pueda ser demostrada mediante una vigilancia razonablemente viable del proceso de soldadura y también mediante la inspección del producto acabado.

5.1 Inspección de las Soldaduras Longitudinales

Consideremos en primer lugar las soldaduras longitudinales. Las exigencias relativas a una elevada resistencia a la fatiga son muy estrictas.

Cualquier avería en un proceso de soldadura automática rebajaría una soldadura de categoría potencial 140 a la categoría 125 o a la 112, a menos que la posición de inicio/paro accidental sea reparada por un especialista y que esta reparación sea verificada.

Por lo tanto, la utilización de una resistencia de proyecto de 140 exige la soldadura automática libre de defectos, efectuada bajo vigilancia continua, y el rechazo de cualquier componente que presente una posición accidental de inicio/paro en un punto sometido a grandes tensiones.

Incluso la categoría 125 exige un alto grado de vigilancia con el fin de asegurar la identificación y reparación adecuada de cualquier inicio/paro. La elección de categorías más bajas reduce la necesidad de vigilancia.

La inspección de las soldaduras longitudinales es difícil. Para empezar, una viga compuesta de 30 m de longitud tiene 120 m de soldadura longitudinal, de los que unos 30 m estarían sometidos a tensiones comprendidas alrededor del 10% del máximo. En segundo lugar, los métodos de inspección practicables se ven limitados a los visuales, simplemente observación de la soldadura, y a los métodos de detección de fisuras por partículas magnéticas.

Otras consideraciones, de tiempo y de costes, limitan cualquier otro tipo de inspección que no sea la visual a muestras de longitudes, es decir, a un número de longitudes de 1 m, que suponen un total de alrededor del 5% al 10% de la longitud total de la soldadura. Además, se deben inspeccionar los extremos de las soldaduras en lo relativo a fisuras.

Si una inspección de muestras de este tipo revela defectos, debe aumentarse el índice de la toma de muestras con el fin de determinar si ocurre algo en el proceso de soldadura.

El índice de toma de muestras sugerido se aplica en los casos en los que la única función de las soldaduras longitudinales consiste en mantener el alma y el ala juntas. En ciertas aplicaciones, tales como vigas portagrúas o vigas en cajón, las soldaduras longitudinales pueden verse sometidas a una flexión por su eje longitudinal o a cargas verticales concentradas aplicadas al ala.

El Eurocódigo 3 [1] proporciona categorías de las soldaduras en lo relativo a este tipo de flexión; la categoría 71 para soldaduras a tope longitudinales y la 50 para soldaduras en ángulo y soldaduras a tope de penetración parcial.

Existen evidencias experimentales de que las soldaduras situadas en las esquinas de las vigas de cajón pueden alcanzar resistencias correspondientes a la categoría 80 o incluso a la 90, si son soldaduras a tope, a la 125, si se trata de un par de soldaduras en ángulo, pero tan sólo a la 50, igual que en Eurocódigo 3, si se trata de cordones de soldadura por una sola cara. La tensión que se toma es la mayor de las existentes en la soldadura o en la chapa base.

Esto sugiere que las resistencias necesarias para el cálculo, de acuerdo con el Eurocódigo 3, pueden conseguirse mediante soldaduras de calidad “normal”. La inspección de muestras, al igual que en el caso de otras solda-

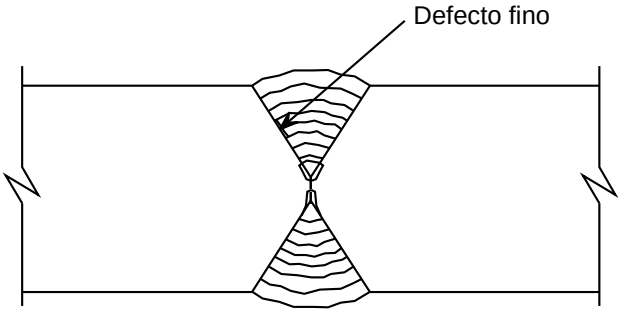


Figura 11 Defecto típico por falta de fusión en la soldadura a tope

duras longitudinales, debería bastar, pero se debería aumentar el tamaño de las muestras, probablemente doblándolo.

A la hora de relacionar las necesidades de resistencia con los criterios de calidad e inspección, hay que considerar que al menos parte del coeficiente parcial de Eurocódigo 3 tiene como objetivo ocuparse de las desviaciones en el trabajo manual. Por ejemplo, un coeficiente de aproximadamente 1,12 cubriría la diferencia entre una posición de inicio/paro "perfectamente" reparada y otra reparada razonablemente bien. Si la reparación causó inclusión de escoria, necesitaría un coeficiente de 1,40 para cubrir la pérdida de resistencia resultante.

5.2 Inspección de las Soldaduras a Tope Transversales

La longitud total de una soldadura transversal a tope en una viga es muy inferior a la de las soldaduras longitudinales, aproximadamente de 4 m. Debido a esta razón, y a otras, resultan más fáciles de inspeccionar que las soldaduras longitudinales. Incluso así, no es posible tener la certeza de haber encontrado todos los pequeños defectos internos ni de calcular con exactitud el tamaño de los que se han descubierto.

Además de la inspección visual, pueden utilizarse dos métodos de ensayo no destructivos: la radiografía y los ultrasonidos.

Esencialmente, la radiografía registra la intensidad con la que se transmiten los rayos X a través de la soldadura hasta la película fotográfica. La porosidad, por ejemplo, se muestra como zonas de color gris oscuro sobre un fondo gris.

La radiografía resulta cara, requiere medidas de seguridad difíciles de organizar cuando se hace una utilización del taller de 24 horas y no mostrará defectos finos tales como falta de fusión (véase la figura 11).

Los ensayos mediante ultrasonidos pueden descubrir estos defectos, pero dependen de un operario. En la mayor parte de los casos, incluso un examen ultrasónico cuidadoso ignorará defectos de un área del orden de 2 mm^2, el tipo de defecto que puede rebajar la resistencia a la fatiga hasta la categoría 112.

El efecto de la magnitud del defecto sobre la resistencia a la fatiga ya se ha discutido anteriormente. Por lo tanto, la utilización de una resistencia en particular en el cálculo implica la existencia de un límite correspondiente sobre la magnitud del defecto. Así pues, se da la necesidad de medir la magnitud de los defectos detectados por medio de ultrasonidos.

Durante el examen ultrasónico (figura 12) se detectan los defectos por medio del haz ultrasónico que reflejan. El reflejo se indica en un dispositivo visualizador frente a una base de tiempos. La distancia desde la sonda que envía el

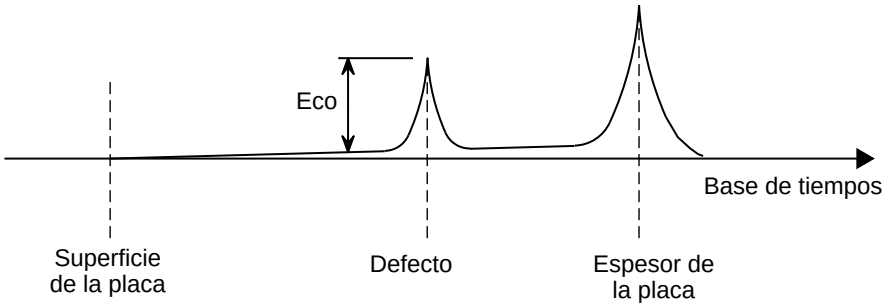


Figura 12 Diagrama ultrasónico

haz se determina mediante la localización de la marca del eco. La altura que alcanza la marca por encima de la base mide la intensidad del haz reflejado en relación con la de algún reflector estándar.

El contorno de un defecto se establece moviendo la sonda hasta que la marca del eco del defecto haya desaparecido. Normalmente se asume que el contorno es el centro de la sonda en la posición en la que la altura del eco del defecto se reduce a la mitad. Esta no es una medición precisa. Los errores son del orden de 5 mm sobre una dimensión del defecto.

No es posible utilizar este método cuando la dimensión que se ha de medir es inferior al diámetro de la sonda, alrededor de 10 mm de diámetro o 79 mm ^{2} de área. El área de estos defectos, tan pequeños pero significativos, puede determinarse mediante la proporción del haz ultrasónico que reflejan, es decir, la altura del eco. La intensidad de este reflejo depende no solamente de la magnitud del defecto, sino también de la eficacia de su superficie como reflector. Una vez más, esta no es una medición precisa. Defectos que difieren en sus áreas por un coeficiente de 2, si son pequeños y de 4 si son grandes, pueden producir la misma medida de la altura del eco.

Los defectos que resultan aceptables para una resistencia a la fatiga razonable son pequeños. Los errores a la hora de determinar su tamaño mediante ensayos no destructivos son de tal magnitud que han de fijarse límites de seguridad. Esto significa que se tendrán que rechazar soldaduras que contengan únicamente defectos aceptables con el objeto de tener la certeza razonable de que no se acepten soldaduras con defectos inaceptables.

Es posible relajar los límites para la magnitud del defecto si parte del coeficiente parcial se toma para cubrir los defectos en el trabajo del hombre. Un coeficiente de 1,25, por ejemplo, aplicado a la resistencia de la categoría 112, cubriría el tipo de defectos que pueden producirse en un trabajo de buena calidad.

5.3 Inspección de Otras Soldaduras

Tal y como se ha indicado en el apartado 4, el rendimiento de las soldaduras en ángulo transversales y de las soldaduras de uniones se muestra menos dependiente de la calidad del trabajo que el rendimiento de las soldaduras a tope o en ángulo. Debido a ello, con frecuencia la inspección de estas soldaduras se limita a:

(a) inspección visual para asegurar que la soldadura es de la magnitud correcta, de un buen perfil y no sufre excesiva mordedura marginal.

(b) ensayos no destructivos (por ejemplo por partículas magnéticas o sustancias colorantes penetrantes) para asegurar que no existen fisuras en la soldadura o en la chapa base, en el borde de la soldadura.

En ciertas aplicaciones, tales como las uniones en cruz, puede resultar necesario verificar la soldadura, probablemente mediante métodos ultrasónicos, para asegurar que no ha causado el desgarro laminar de la chapa.

Allí donde se han eliminado cartelas temporales, etc., y se ha rectificado, es habitual verificar la superficie de la chapa base en busca de fisuras.

6. ELECCIÓN DE CALIDAD

El proyectista debe tener en cuenta que la calidad alta va asociada con un coste considerable.

Los costes surgen como consecuencia de una mayor atención a la soldadura y a la vigilancia, de la inspección y de las repetidas reparaciones de los trabajos rechazados. La repetición de las reparaciones se debe a que a menudo la calidad de una soldadura reparada es peor que la de la soldadura rechazada. A este coste hay que añadir el importante coste que supone el retraso que se causa a la fabricación.

Por todo ello, resulta importante no especificar una calidad superior a la que esté justificada por motivos económicos o resulte necesaria por razones de diseño.

Por razones económicas, se debe alcanzar un equilibrio entre el coste de conseguir una calidad en particular y el coste del material extra que tendría que utilizarse para reducir las tensiones a un nivel para el que una calidad inferior resultaría aceptable.

Hay dos consideraciones que pueden limitar la calidad necesaria.

En primer lugar, es posible que una pieza de una estructura calculada para el estado límite tan sólo esté sometida a tensiones ligeras bajo la carga de fatiga o que no se vea sometida a muchos ciclos de tensión, de manera que una categoría de detalle con una resistencia a la fatiga baja resulta adecuada. Esta situación se aplica, por ejemplo, a ciertas vigas de puentes de ferrocarril con luces superiores a 40 m.

En segundo lugar, es posible que la unión soldada considerada no determine la resistencia a la fatiga del componente. Por ejemplo, un rigidizador o transmisor de cortante unido al ala de una platabanda rebajaría la resistencia a la fatiga hasta la categoría 80 o incluso hasta la 71; en un caso así, no es necesario especificar una calidad de la soldadura a tope transversal, en ese ala, que proporcione una resistencia a la fatiga correspondiente a la categoría 112. Lo mismo puede aplicarse a las soldaduras longitudinales que unen dicha ala al alma.

7. CONSIDERACIONES DEL DISEÑO

La mejor manera de evitar las consecuencias de uniones de baja resistencia a la fatiga consiste en no utilizar dichas uniones.

Para mostrar cómo debe ser el enfoque hacia este proyecto deseable, consideremos la viga compuesta que se muestra en la figura 13, con gorgueras, rigidizadores, soldaduras a tope transversales en las alas y soldaduras en ángulo longitudinales.

Las gorgueras limitan la resistencia a la fatiga a la categoría 71. La figura mostraba que resultan innecesarias y que, por lo tanto, no deberían estar ahí. La primera mejora consiste en su eliminación.

Los rigidizadores, si tienen un espesor superior a 12 mm, pertenecen a la misma categoría baja. Pueden ser necesarios para reforzar el alma a fin de que resista el esfuerzo cortante o las cargas puntuales aplicadas al ala superior, para resistir cargas laterales, por ejemplo la fuerza del viento, o para estabilizar el ala superior frente al pandeo lateral.

Si los rigidizadores tan sólo son necesarios para reforzar el alma, es posible evitarlos si se hace el alma más gruesa. Esto mejora la resistencia a la fatiga de la viga y frecuentemente será más económico que proporcionar rigidizadores, excepto en las vigas de gran altura.

Si se eliminan los rigidizadores, la resistencia a la fatiga de la viga se ve limitada por las soldaduras a tope transversales y por soldaduras en ángulo longitudinales.

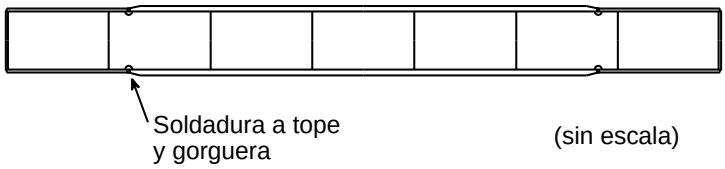


Figura 13 Diseño de una viga compuesta con limitada resistencia a la fatiga

Las soldaduras a tope transversales pueden y deben evitarse si resulta posible obtener las chapas para la longitud de la viga en una sola pieza. Esto se basa en que es probable que las soldaduras a tope tengan un coste superior al del material que podría ahorrarse utilizándolas. Si se deben utilizar soldaduras a tope, pueden y deben colocarse en un punto en el que la resistencia a la fatiga de una soldadura de calidad razonable no limite la resistencia a la fatiga del componente. En resumen, no deben colocarse en puntos de máxima tensión.

Si las soldaduras a tope se hacen “inofensivas” tal como se ha sugerido, siguen quedando las soldaduras en ángulo longitudinales. En este caso, la elección de la calidad puede ser una cuestión económica si la carga de fatiga es tal que determina el proyecto.

En las vigas compuestas cortas, en las que la estricta carga de fatiga es el principal criterio del proyecto, incluso los cordones longitudinales pueden retirarse de áreas sometidas a grandes tensiones mediante la utilización de perfiles en T para las alas. Esta solución no es barata, pero es posible que, en algunos casos, resulte económica.

Finalmente, si la viga necesaria es lo suficientemente corta, debería ser posible encontrar un perfil laminado que pudiera utilizarse sin ninguna unión soldada, al menos en las áreas sometidas a grandes tensiones. De esta manera se cumpliría el objetivo de “ausencia de uniones”.

Por supuesto que este breve ejemplo no representa todos los problemas de diseño. Sin embargo, sí que demuestra que a menudo es posible reducir o eliminar el efecto de las uniones sobre la resistencia a la fatiga de un componente o de una estructura.

No obstante, debe recordarse que la eliminación de las vigas no es el principal objetivo del proyecto. Si las uniones son necesarias hay que proporcionarlas. Su proyecto debe basarse en hipótesis realistas en lo relativo a su calidad y resistencia a la fatiga.

8. RESUMEN FINAL

- Todas las uniones constituyen puntos de debilidad potenciales en una estructura.
- Los defectos en el trabajo manual reducen la resistencia a la fatiga de las uniones.
- El asumir una resistencia a la fatiga en el proyecto implica asegurar la correspondiente calidad del trabajo manual.
- Tanto la inspección como los ensayos no destructivos presentan limitaciones a la hora de probar la calidad.
- La elección de la calidad se ve afectada por la disponible del trabajo manual, la inspección practicable y los costes probables.
- Un buen diseño puede reducir el efecto de las uniones sobre la resistencia a la fatiga de una estructura.

9. BIBLIOGRAFÍA

[1] Eurocódigo 3 “Design of Steel Structures” ENV 1993-1-1:Part 1.1 General Rules and Rules for Buildings, CEN, 1992.

[2] British Standard BS5400: Part 10: 1980, Code of Practice for Fatigue, British Standards Institution, London

10. BIBLIOGRAFÍA ADICIONAL

1. ORE/D 130/RP 1. 1974 and ORE/D 86/RP 3, 1971, publicado por el European Rail Research Institute (ERRI), anteriormente ORE, Oudenoord 500, NL-3513 EX, Utrecht, The Netherlands.

2. Gurney, T.R., “Fatigue of welded structures” Cambridge University Press, 1968.

3. Haibach, E., “Betriebsfestigkeit - Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung.” VDI Verlag, Düsseldorf, 1989.

ESDEP TOMO 14
DISEÑO PARA FATIGA

Lección 14.4.1: Comportamiento de la Fatiga en Secciones Huecas (I)

OBJETIVOS/CONTENIDO

Comprender el comportamiento de la fatiga en las uniones de sección hueca y los métodos de diseño disponibles.

CONOCIMIENTOS PREVIOS:

Lección 14.1:	Introducción Básica a la Fatiga
Lección 14.3:	Efecto del Trabajo del Hombre sobre la Resistencia a la Fatiga de la Soldadura Longitudinal y Transversal
Lección 15.1:	Aplicación de Secciones Huecas en Estructuras de Acero
Lección 15.2:	Comportamiento y Diseño de Conexiones Soldadas entre Secciones Tubulares bajo Carga Predominantemente Estática
Lección 15.3:	Comportamiento y Diseño de Conexiones Soldadas entre Secciones Huecas Rectangulares bajo Carga Predominantemente Estática

LECCIONES AFINES

Lección 14.4.2:	Comportamiento de la Fatiga en Secciones Huecas (II)

RESUMEN

Normalmente, en las uniones de sección hueca, la rigidez a lo largo de la intersección de los elementos conectados es más bien no uniforme, lo cual puede producir grandes tensiones máximas. Los rangos máximos de tensión determinan en gran medida el comportamiento frente a la fatiga.

Esta lección describe el comportamiento básico e introduce los métodos de análisis. En la lección 14.4.2 se presenta el diseño detallado.

NOMENCLATURA

Se ha adoptado la nomenclatura del Eurocódigo 3 [1].

1. INTRODUCCIÓN

Las secciones huecas (tubulares, cuadradas y rectangulares) se utilizan en muchas aplicaciones sometidas a cargas de fatiga, por ejemplo grúas, puentes, estructuras de jackets de plataformas petrolíferas y varias aplicaciones de ingeniería mecánica. En las lecciones 14.1 y 14.3 se describen el fenómeno de la fatiga, los factores que influyen sobre ella, las definiciones y las cargas. En estas lecciones se muestra que los rangos máximos de tensión determinan en gran medida la vida a la fatiga de una conexión en particular.

En la lección 15.1 se muestra que la ejecución más económica de las estructuras de sección hueca se obtiene mediante la conexión soldada directa de los elementos de la sección hueca, evitando los rigidizadores y las cartelas. En este tipo de conexiones, la rigidez alrededor de la intersección no es uniforme, lo que produce una distribución de las tensiones no uniforme, tal y como se muestra en la figura 1, en el caso de una junta en X de secciones tubulares. Esta distribución de las tensiones no uniforme depende del tipo de carga (axial, de flexión en el plano, de flexión fuera de plano), así como de la conexión (tipo y geometría). Por todo ello, existe una gran variedad de casos. Es por esta razón que generalmente el comportamiento frente a la fatiga se trata de diferente manera que, por ejemplo, el de las uniones soldadas entre chapas.

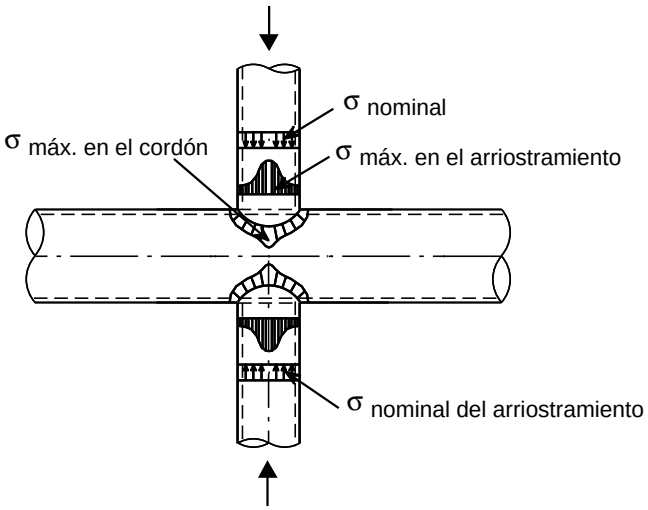


Figura 1 Distribución de las tensiones geométricas en una unión en X entre secciones huecas circulares sujeta a carga axial

Es posible determinar el comportamiento frente a la fatiga bien mediante métodos $\Delta\sigma$-N o mediante un enfoque basado en la mecánica de la fractura (F.M.).

Los diferentes métodos $\Delta\sigma$-N se basan en experimentos que proporcionan gráficos $\Delta\sigma$-N, con un rango de tensión definido $\Delta\sigma$ en el eje vertical y el número de ciclos N hasta un criterio de agotamiento especificado en el eje horizontal. El enfoque F.M. se basa en un modelo de la propagación de la rotura por fatiga. Es posible determinar los parámetros de la propagación de la fisura del material del modelo a partir de probetas homologadas de pequeño tamaño y se incorpora la influencia de la geometría de la conexión mediante el coeficiente de intensidad de tensión ΔK, véase las lecciones de la 14.10 a la 14.15. Esta lección describe los métodos $\Delta\sigma$-N.

2. ENFOQUE DE LA TENSIÓN GEOMÉTRICA O DE LA TENSIÓN DEL PUNTO CRÍTICO

2.1 Definición del Coeficiente Geométrico de la Tensión y del Coeficiente de Concentración de Tensiones

En los conceptos $\Delta\sigma$-N, es necesario definir el rango de tensión y el criterio de agotamiento. Considerando la unión en X de la figura 1, se muestran las tensiones "nominales" en las barras de refuerzo y las tensiones máximas en la conexión, es decir, en la intersección entre las barras de refuerzo y las de cordón.

En el caso de la carga axial, se definen las tensiones nominales en las barras. Sin embargo, para los momentos de flexión se ha de definir una cierta sección transversal. En la intersección (figura 2), es necesario definir la tensión máxima considerada, ya que para una carga concreta la tensión máxima real se determina mediante:

- la geometría global de la unión (tipo de unión y parámetros de la unión)
- la configuración global de la soldadura (soldadura en ángulo, soldadura a tope; plana, convexa, cóncava)
- las condiciones locales en el borde de la soldadura (radio del borde de la soldadura, mordedura marginal, etc).

Las condiciones locales en el borde de la soldadura dependen del trabajo de taller (soldador, condiciones de soldeo y proceso de la soldadura). Generalmente, este efecto se incorpora indirectamente mediante la dispersión de los resultados de las pruebas. Lo mismo puede aplicarse al perfil de la soldadura (plana, convexa o cóncava). En ocasiones, el comportamiento ante la fatiga de las probetas con soldaduras en ángulo se relaciona mediante coeficientes con el de las probetas soldadas a tope.

En un principio se pensó que si se utilizaba un rango de tensión máxima geométrica (o también denominado punto crítico) que tuviera en cuenta la geometría global y la carga, sería posible relacionar el comportamiento frente a la fatiga de todos los tipos de unión a una línea S_r básica. Sin embargo, la propagación de la fisura no depende exclusivamente del rango de tensión máxima real, sino de la totalidad del patrón de las tensiones. Debido a ello, los gradientes de la tensión también ejercen cierta influencia. Actualmente no resulta posible incorporar estos gradientes de la tensión de manera adecuada a un concepto que se base en el rango de tensión geométrico o del punto crítico. Además, tal y como se mostrará más adelante, el espesor también ejerce una influencia que se ha de tomar en cuenta independientemente.

En el enfoque de la tensión geométrica o de la tensión del punto crítico se utiliza el rango de tensión geométrica como base para el análisis. La tensión geométrica del punto crítico (carrera) se define como la tensión máxima extrapolada (carrera) al borde de la soldadura, teniendo en cuenta los efectos geométricos globales.

La extrapolación se define de tal manera que los efectos de la geometría global de la soldadura (plana, cóncava, convexa) y las condiciones en el borde de la soldadura (ángulo, mordedura marginal) no se incluyen en la tensión

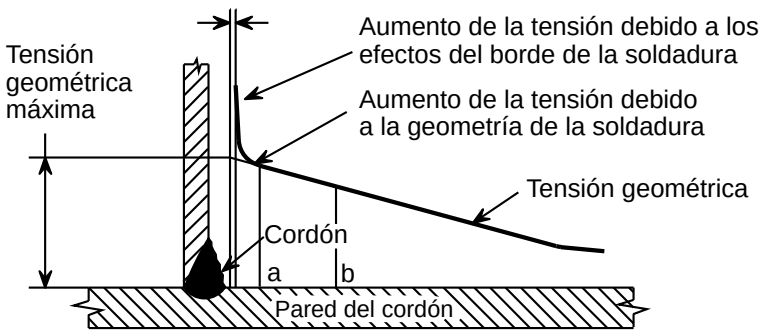


Figura 2 Extrapolación de la tensión geométrica máxima al borde de la soldadura (para el cordón)

geométrica. Por lo tanto, el primer punto de extrapolación deber estar situado fuera del área de influencia de la soldadura (véase la figura 2).

Para la extrapolación lineal, se definen dos puntos en la posición cóncava y convexa del cordón y del refuerzo [2]. Basándose en el trabajo de Gurney [3] y Van Delft [4], el primer punto se puede tomar a 0,4 (t_0 o t_1) con un mínimo de 4 mm desde el borde de la soldadura. La definición del segundo punto depende del tipo de sección hueca utilizada (tubular o rectangular).

En aquellos casos en los que la distribución de las tensiones geométricas no es lineal, se define una extrapolación cuadrática con puntos de medida bien definidos (véase la lección 14.5).

En algunos reglamentos se indica que la tensión principal se debe extrapolar al borde de la soldadura. Sin embargo, este procedimiento presenta graves desventajas [5]:

- El componente de la tensión perpendicular al borde de la soldadura gobierna la propagación de la fisura a lo largo del borde de la soldadura.

- La dirección de la tensión geométrica principal cercana al borde de la soldadura es (casi) perpendicular al borde de la soldadura, pero se modifica en emplazamientos más distantes de dicho borde. Este hecho favorecería una extrapolación a lo largo de una línea curvada, lo cual resulta difícil.

- Si la extrapolación se lleva a cabo a lo largo de una línea perpendicular al borde de la soldadura, una extrapolación de las tensiones principales podría tener como resultado una tensión geométrica principal inferior a la que se obtendría mediante una extrapolación de las tensiones perpendiculares al borde de la soldadura.

- La dirección de la tensión principal puede variar para diferentes casos de carga, lo que prohíbe la superposición de casos de carga.

- Otro aspecto consiste en que la dirección exacta de la tensión principal es desconocida debido a las tensiones residuales.

En vista de los argumentos anteriores, es preferible la extrapolación de las tensiones perpendiculares al borde de la soldadura.

Para un caso particular de carga y para un tipo de unión concreto con una geometría definida, es posible determinar la tensión geométrica o del punto crítico extrapolada a partir de mediciones realizadas sobre probetas de acero reales o modelos acrílicos, o con cálculos finitos del elemento. No obstante, este procedimiento no resulta adecuado para el cálculo. Debido a esta razón, las tensiones geométricas o del punto crítico máximas se relacionan, mediante coeficientes de concentración de tensiones, a la tensión nominal de la barra (en la mayor parte de los casos, el refuerzo) que causa la tensión geométrica en la intersección del refuerzo con el cordón. Por ejemplo, en el caso de una unión en X sin carga del cordón, el coeficiente de concentración de tensiones para un emplazamiento concreto (cordón, refuerzo; parte cóncava o convexa) se define de la siguiente manera:

$$CCT_{i.j.k} =$$

$$= \frac{\text{rango de tensión geométrica } \sigma_{i.j.k}}{\text{rango nominal de incremento de tensión } \Delta\sigma_k \text{ arriostramiento}} \quad (1)$$

donde

i es el cordón o refuerzo

j es el emplazamiento, por ejemplo la parte cóncava o convexa en el caso de las uniones CHS

k es el tipo de carga

De esta manera es posible determinar coeficientes de concentración de tensiones para varias condiciones de carga (carga axial, de flexión en el plano y de flexión fuera de plano), en varios emplazamientos, por ejemplo en las posiciones cóncava y convexa del cordón y del refuerzo.

Basándose en estudios de elementos finitos paramétricos, se han desarrollado fórmulas

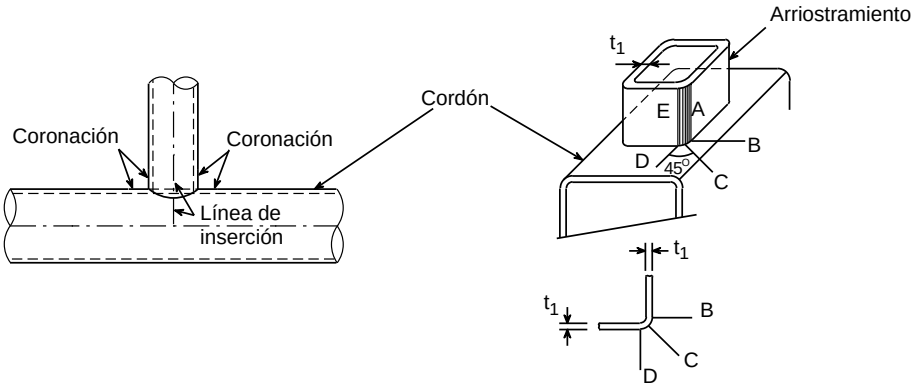


Figura 3 Emplazamientos de tensiones geométricas máximas extrapoladas a una unión en T

paramétricas que proporcionan los coeficientes de concentración de tensiones para varios emplazamientos y cargas. Para una carga combinada, los rangos de tensión nominal del refuerzo se tienen que multiplicar por el coeficiente de concentración de tensiones relevante para ese emplazamiento en concreto i.j. y el caso de carga relevante K, por ejemplo:

$$\Delta\sigma_{i.j.k} = (\Delta\sigma_{ax})_{arriost.} \cdot (CCT_{ax})_{i.j} + (\Delta\sigma_{bip})_{arriost.} \cdot (CCT_{bip})_{i.j} + (\Delta\sigma_{bop})_{arriost.} \cdot (CCT_{bop})_{i.j} \quad (2)$$

Este procedimiento ha de llevarse a cabo para el cordón y para el refuerzo (i) en varios emplazamientos (j), véase la figura 3, para una unión en T.

Las tensiones geométricas consideradas hasta ahora están causadas por las fuerzas o momentos en el refuerzo. Pero las fuerzas presentes en el cordón también originarán concentraciones de tensiones en la intersección, aunque estas son considerablemente menores. También es necesario incorporar estos efectos. Pero en este caso, los coeficientes de concentración de tensiones están relacionados con la tensión nominal en el cordón. El efecto de la carga del cordón sobre la tensión geométrica máxima en el refuerzo es generalmente reducido y puede ignorarse. No obstante, para el cordón, el coeficiente de concentración de tensiones puede alcanzar valores de hasta 2,5 (véase la lección 14.4.2).

Con el método descrito anteriormente, es posible determinar el rango de tensiones geométricas para varios emplazamientos del cordón y del refuerzo, considerando la carga relevante.

Puesto que el comportamiento ante la fatiga depende del espesor, es necesario determinar el rango de tensión geométrica o del punto crítico máximo para el cordón y el refuerzo, considerando espesores diferentes. Mediante la utilización de la curva $\Delta\sigma$-N para la tensión geométrica o del punto crítico es posible determinar el número de ciclos hasta el agotamiento.

2.2 Definición de la Vida a la Fatiga

La vida a la fatiga se especifica normalmente como el número de ciclos N para la tensión o la deformación, de carácter especificado, que una unión concreta soporta antes de que se produzca el agotamiento de una naturaleza especificada.

Pueden considerarse varios modos de agotamiento [6], por ejemplo

- primera fisura visible
- fisura a través de la pared
- una longitud de la fisura determinada
- fin de la prueba (pérdida total de la resistencia)

La figura 4 muestra la relación entre la tensión geométrica medida extrapolada en un emplazamiento crítico frente al número de ciclos.

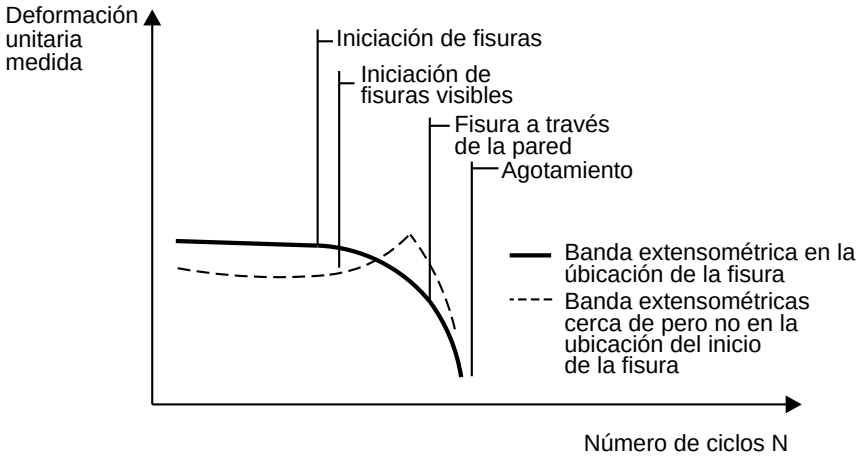


Figura 4 Relación entre la carrera de tensiones geométricas medida y el número de ciclos en la ubicación de la fisura

La vida a la fatiga de las uniones de sección hueca soldadas se relaciona tanto con la iniciación de la fisura como con su propagación. Su importancia depende del tamaño y del tipo de unión, por ejemplo, el período de iniciación puede cubrir del 10 al 80% de la vida a la fatiga total.

Normalmente se adopta una fisura a través de la pared como el criterio de agotamiento para las uniones de sección hueca, que corresponde a aproximadamente del 80% de la vida a la fatiga total de una unión.

2.3 Efecto del Espesor

La razón de que, en el caso de probetas que tienen la misma geometría y carga y el mismo rango de tensión geométrica pero distinto tamaño, se observe una resistencia a la fatiga menor en las probetas con espesores mayores se atribuye a lo siguiente [5, 7]:

- Efectos geométricos

  A pesar de que es posible que la geometría sea la misma, el gradiente de tensión en la entalladura es menos acusado en el caso de los espesores mayores. Como resultado de ello, las tensiones en el extremo de la fisura son mayores, incrementando, por lo tanto, la propagación de la fisura.

  La geometría no está totalmente a escala, por ejemplo, el radio del borde de la soldadura no aumenta en la misma medida que el espesor de la pared, lo que produce un mayor efecto del espesor.

- Efectos estadísticos:

  Estadísticamente, en un volumen mayor la probabilidad de que exista un defecto mayor aumenta y la resistencia a la fatiga disminuye con el aumento de la magnitud del defecto.

- Efectos tecnológicos:

  En espesores mayores, el tamaño del grano es más basto, la resistencia a la fluencia es inferior, las tensiones residuales son mayores, la tenacidad es menor y la probabilidad de fisuración por absorción de hidrógeno aumenta; todo ello produce una menor resistencia a la fatiga en el caso de las probetas de mayor espesor.

- Otro factor que contribuye a la influencia del espesor es el estado de tensión, es decir, deformación plana frente a tensión plana.

Un primer trabajo de Gurney basado en probetas revestidas proporcionó la siguiente corrección del espesor para la resistencia a la fatiga, $\Delta\sigma$ para un número concreto de ciclos:

$$\Delta\sigma_t = \Delta\sigma_{t\ referencia} \cdot \left(\frac{t}{t_{referencia}}\right)^{-0,25} \qquad (3)$$

El Eurocódigo 3 también ha adoptado esta influencia para el caso de espesores superiores a 25 mm. Para espesores menores,

actualmente no se ofrece ninguna corrección en el Eurocódigo 3, a pesar de que el efecto del espesor es incluso mayor, especialmente en el caso de las uniones de sección hueca, puesto que el efecto aumenta con el gradiente de la tensión o de la deformación.

Trabajos posteriores efectuados en Francia y en el Reino Unido (dentro del marco de los programas de investigación sobre plataformas petrolíferas) sobre espesores de 16 mm y superiores ofrecieron los siguientes resultados:

$$\Delta\sigma_t = \Delta\sigma_{t\ \text{referencia}} \cdot \left(\frac{t}{t_{\text{referencia}}}\right)^{-0,30} \qquad (4)$$

Actualmente esta relación se ha propuesto para normas nuevas [8]. En el caso de espesores menores, no solamente existe un mayor efecto del espesor, sino que también la pendiente de la curva $\Delta\sigma$-N se modifica de m = -3 en los espesores mayores a m = -4 a -5 en los espesores muy reducidos [5].

Basándose en los resultados de los programas de investigación patrocinados por ECSC y CIDECT, para el Eurocódigo 3 [1], se han propuesto las siguientes correcciones del espesor para uniones de sección hueca (véase las figuras 5a y 5b):

Para espesores de 4 a 16 mm:

$$\Delta\sigma_t = \Delta\sigma_{t\ =\ 16\ \text{mm}} \cdot \left(\frac{16}{t}\right)^{0,11 \log N} \qquad (5)$$

Para espesores de 16 mm y superiores:

$$\Delta\sigma_t = \Delta\sigma_{t\ =\ 16\ \text{mm}} \cdot \left(\frac{16}{t}\right)^{0,30} \qquad (6)$$

No se proporciona ninguna indicación para los espesores inferiores a 4 mm, puesto que el comportamiento ante la fatiga puede verse afectado negativamente por las imperfecciones de la soldadura en su raíz.

2.4 Límite de Fatiga

Varias investigaciones han demostrado que el límite de truncamiento, es decir, el punto en el que la línea $\Delta\sigma$-N pasa a ser una línea horizontal, depende del efecto de la entalladura. Por ejemplo, en el caso del acero Thomas, el límite de truncamiento para cargas de amplitud constante podría ser del orden de 2×10^6 ciclos, mientras que en el caso de las uniones soldadas con tensiones máximas elevadas será de aproximadamente 10^7 ciclos. Muchos reglamentos para plataformas petrolíferas, así como las recomendaciones IIW, adoptan 10^7 para las uniones tubulares. En el Eurocódigo 3 [1] se proporciona un límite general de $N = 5 \times 10^6$.

Para cargas de amplitud variable o aleatorias, con tensiones superiores a $\Delta\sigma$, a 5×10^6 es posible que aparezcan ciertos efectos de interacción con el resultado de que los rangos de tensión menores puedan ejercer una influencia sobre la vida a la fatiga. Estos efectos se incorporan mediante la modificación de la pendiente tras 5×10^6 ciclos a m = - 5. El límite de truncamiento bajo carga de amplitud variable se proporciona para todas las uniones soldadas, incluyendo las uniones de sección hueca a 10^8 ciclos. Ciertos reglamentos para plataformas petrolíferas proporcionan 2×10^8. Sin embargo, se carece de ensayos disponibles para verificar si esto es correcto.

2.5 Clase de Fatiga y Curvas $\Delta\sigma$-N

Varios segundos análisis de los resultados de pruebas [5, 8, 9] han demostrado que, para el concepto de la tensión geométrica o tensión del punto crítico, es posible adoptar las siguientes clases (rango de tensión a 2×10^6 ciclos) en el caso de las uniones de sección hueca con un espesor de 16 mm:

	Clase (16 mm)
Uniones tubulares de sección hueca	112 N/mm^2
Uniones sesección hueca cuadradas o rectangulares	90 N/mm^2

Para otros espesores, resulta necesario adoptar las correcciones de espesor de acuerdo con las ecuaciones (5) y (6) para $N \leq 5 \times 10^6$. Para $N > 5 \times 10^6$, la curva $\Delta\sigma$-N sigue siendo paralela a la línea $\Delta\sigma$-N para espesores de 16 mm (por lo tanto, se utiliza el mismo efecto del espesor que para $N = 5 \times 10^6$).

Tal y como se ha indicado anteriormente, las curvas $\Delta\sigma$ para espesores de 16 mm y superiores presentan una pendiente de m = -3, mientras que, por debajo de 16 mm, las curvas se modifican a una pendiente menor debido a la corrección del espesor.

La figura 6 muestra las curvas básicas resultantes para un espesor de 16 mm. En la figura 7 esto se calcula para uniones de sección hueca cuadradas incluyendo la corrección del espesor. La investigación ECSC y CIDECT [5, 9] ha demostrado que, en el caso de espesores de hasta 8 mm, es posible utilizar estas curvas para

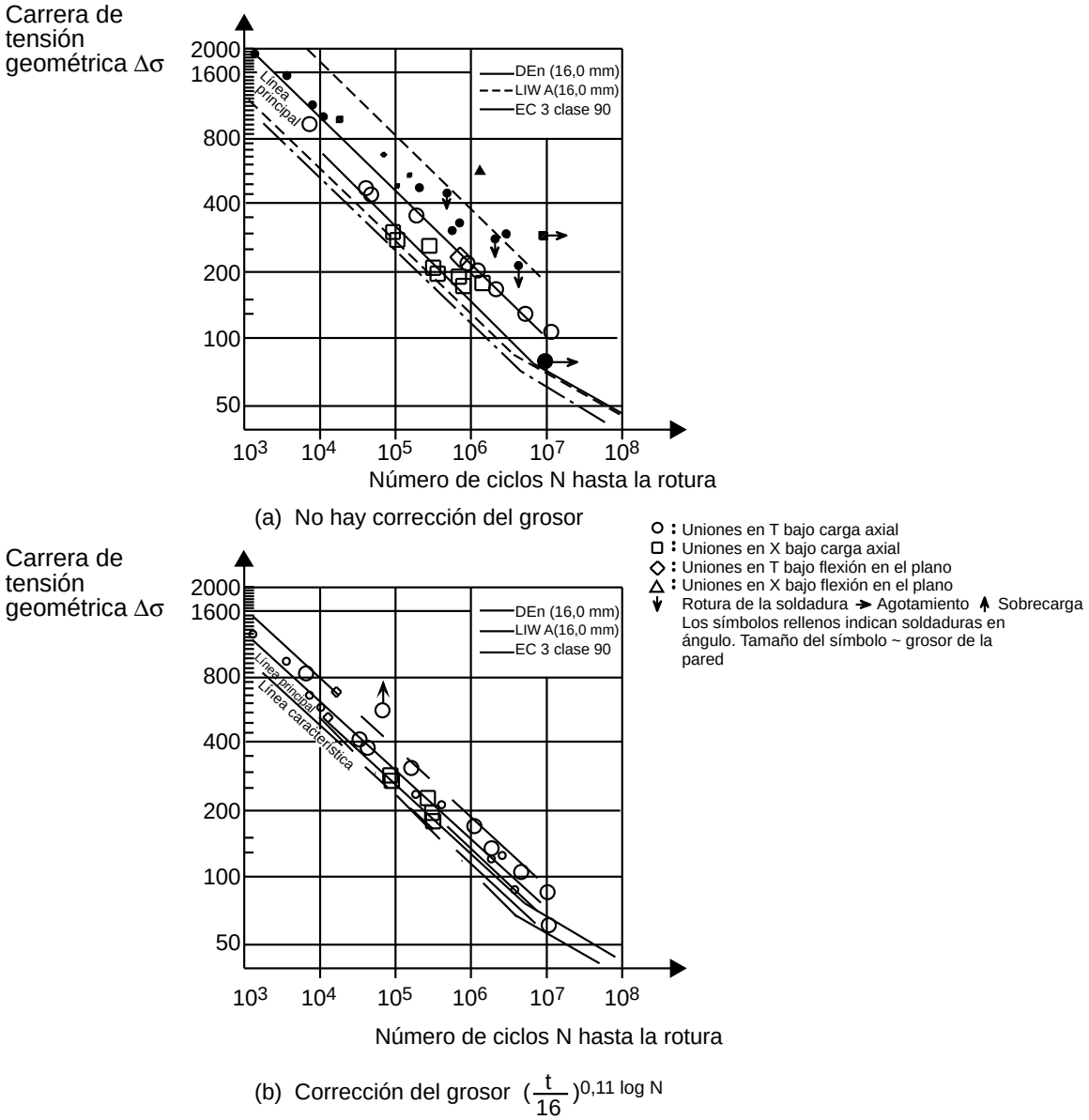


Figura 5 Resultados de ensayos sobre uniones en T y en X entre secciones huecas con espesores de entre 4 y 16 mm. Extrapolación cuadrática [5]

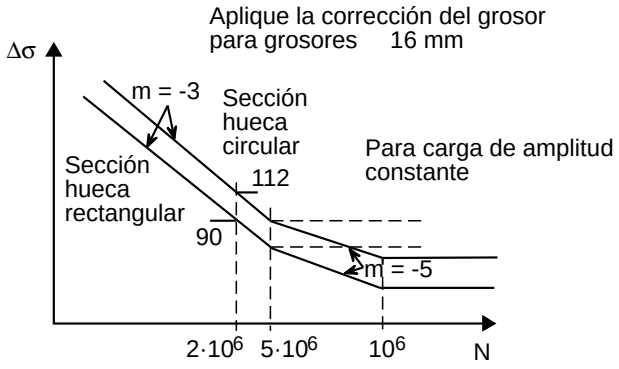


Figura 6 Curva básica Δσ-N de cálculo para el método de la tensión geométrica aplicable a secciones huecas cuadradas (de 16 mm de grosor)

conexiones soldadas a tope y con cordones de soldadura o para combinaciones de ambas soldaduras. Para espesores superiores a 8 mm se deben utilizar las soldaduras a tope.

En el Eurocódigo 3 [1] la Clase 90 se asigna a las uniones soldadas a tope con un perfil controlado de la soldadura, y a las soldaduras a tope (Clase 71) y a los cordones de soldadura (Clase 36) se les asignan clases inferiores. No obstante, se indica que es posible utilizar valores más elevados si se dispone de datos suficientes que lo justifiquen. El resultado de la investigación con las clases básicas 112 y 90 para un espesor de 16 mm constituirá la base para la próxima revisión del Eurocódigo 3.

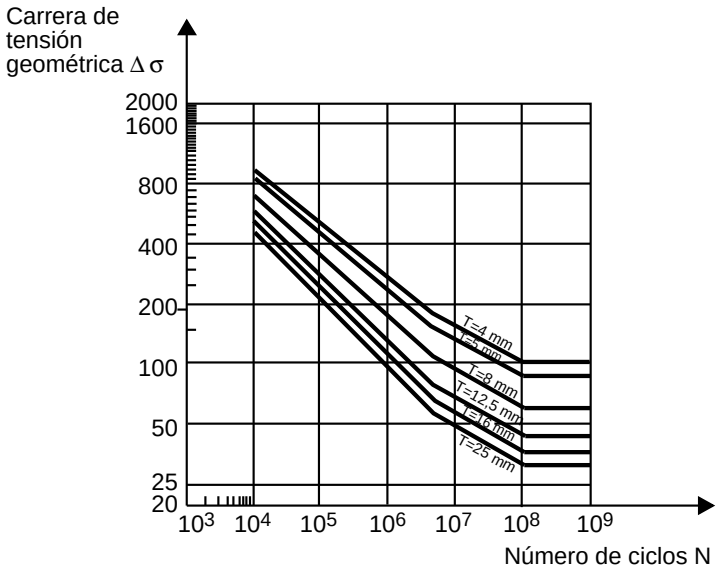


Figura 7 Curvas de resistencia a la fatiga (Δσ-N) de cálculo para el método de la tensión geométrica, aplicables a uniones entre secciones huecas cuadradas

2.6 Fatiga de Ciclo Pequeño

En el Eurocódigo 3, se proporcionan curvas Δσ-N para ciclos de $N = 10^4$ y mayores [1]. Además, se indica que el rango de tensión no debe ser superior a 1,5 veces la tensión de fluencia, con el fin de evitar la fluencia cíclica. En general, en el caso de la fatiga de ciclo pequeño, el concepto de rango de tensión no resulta válido y la resistencia a la fatiga se determina con mayor frecuencia mediante el rango de la deformación. Esta limitación es cierta para los conceptos que se basan en la tensión nominal; pero con el concepto de la tensión geométrica, se consideran los rangos de tensión geométrica máxima, que tan sólo están presentes localmente.

Tal y como se muestra en la figura 5, los resultados de los ensayos de fatiga de uniones de sección hueca para $N = 10^3$ siguen estando en concordancia con las curvas Δσ-N proporcionadas. Sin embargo, cuando se trabaja desde esta base, es posible que se produzcan rangos de tensión teóricos muy elevados (en algunos casos, hasta 5 veces la tensión de fluencia). Pueden utilizarse estas curvas Δσ-N ampliadas; no obstante, debe efectuarse una verificación del agotamiento por fragilidad para determinar la profundidad de la fisura crítica.

2.7 Procedimiento de Cálculo

Se debe establecer la distribución a largo plazo de los rangos de tensión relevantes para cada emplazamiento potencial de fisuras y la vida a la fatiga probable debe satisfacer la regla lineal de los daños acumulativos de Palmgren-Miner: $\Sigma n_i/N_i \leq 1{,}0$.

Es posible verificar una unión cualquiera siguiendo los pasos que se indican a continuación, que también se muestran

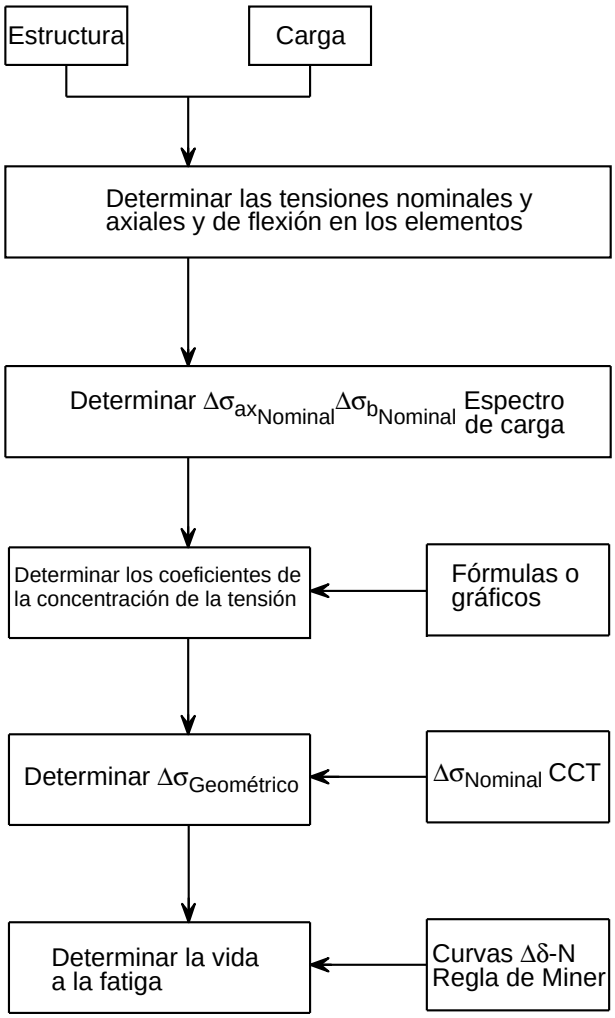


Figura 8 Procedimiento de cálculo para el enfoque de la tensión geométrica

en un diagrama de flujos en la figura 8, para una unión en T y en X situadas en secciones huecas cuadradas.

1. En primer lugar se debe determinar la carga y la geometría de la unión.

2. A partir de fórmulas simples, es posible determinar las tensiones nominales en las barras.

3. Determine los parámetros de la unión ß = $b1/b_o$, o $\frac{d_1}{d_0}$ $2\gamma = b_0/t_0$ o $\frac{d_0}{t_0}$ y $\tau = t_1/t_0$.

4. A partir de fórmulas del Coeficiente de Concentración de Tensión (CCT), o de gráficos, es posible determinar los coeficientes de concentración de tensión para los diferentes casos de cargas, por ejemplo para las líneas de la A a la E en el caso de las secciones huecas cuadradas, véase la figura 3.

5. Determine el rango de tensión geométrica para las diferentes líneas multiplicando los rangos de tensión nominales por los coeficientes de concentración de tensiones relevantes. Únicamente es necesario considerar el rango de tensión mayor en el cordón y el rango de tensión mayor en el refuerzo.

6. El número de ciclos hasta el agotamiento N, tanto para el cordón como para el refuerzo, se obtiene a partir de la línea $\Delta\sigma$-N para el espesor de pared apropiado. El número menor de ciclos en el refuerzo o en el cordón determina la resistencia a la fatiga de la unión.

3. MÉTODO DE CLASIFICACIÓN

En el punto anterior se ha mostrado como el rango de tensión (máxima) geométrica determina en gran medida la vida a la fatiga. El rango de tensión depende del tipo de unión, geometría y carga. Si la resistencia a la fatiga se tuviera que basar en los rangos de tensión nominales sería, por una parte, más sencillo para el proyectista, pero por otro lado, haría falta un atlas para cubrir todos los casos [10].

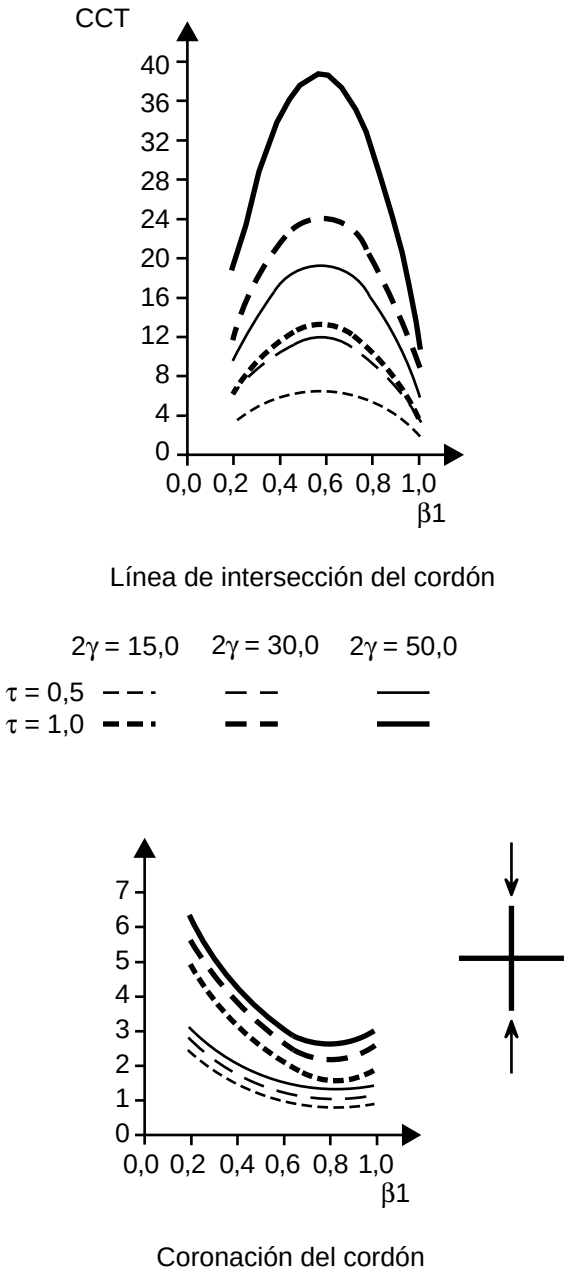


Figura 9 Ejemplo de una representación gráfica de los coeficientes de la concentración de tensiones, para dos ubicaciones en uniones en X entre secciones huecas circulares

El método de clasificación ofrece un compromiso entre ambos conceptos. Se analizan los resultados de las pruebas en base al rango de tensión nominal en el refuerzo y, a continuación, se agrupan de tal manera que se toman en cuenta los principales parámetros geométricos influyentes. En el caso de conexiones en las que el coeficiente de concentración de tensiones geométricas varía en gran medida, por ejemplo las uniones en X o en T, véase la figura 9, este tipo de agrupación no es posible. Sin embargo, para las uniones en K y en N, es posible adoptar una clasificación si se incluye el parámetro del espesor t_o/t_i y ciertos parámetros se mantienen prácticamente constantes, por ejemplo el intersticio, el recubrimiento y el ángulo. Además, es necesario imponer estrictas limitaciones a los márgenes de validez. Este enfoque está actualmente incluido en el Eurocódigo 3 [1] para uniones en K y en N con espesores de hasta 12,5 mm. En la lección 14.4.2 se ofrece una descripción más detallada.

4. OTROS MÉTODOS

Tanto en la bibliografía como en las guías, también es posible encontrar otros métodos [7, 10], por ejemplo:

- método de la tensión de comparación
- método del esfuerzo cortante a la penetración
- relación a la resistencia estática

4.1 Método de la Tensión de Comparación

Este método, desarrollado en la Universidad de Karlsruhe, también se basa en el hecho de que el coeficiente de concentración de tensiones se toma en cuenta indirectamente al asignar rangos de tensión nominal a 2×10^6 (todas las clases) en relación con los parámetros de la geometría de la unión y con la carga. Los datos se presentan en diagramas. La curva $\Delta\sigma$-N que se ha de utilizar se ajusta por medio de la clase calculada. Este método no se utiliza actualmente.

4.2 Método del Esfuerzo Cortante a la Penetración

Este método guarda una cierta relación con el método de clasificación. Sin embargo, en este caso el campo del esfuerzo cortante a la penetración se toma como base, en lugar del rango de tensión nominal en el refuerzo. Este método se utiliza en reglamentos estadounidenses, tales como las normas API y AWS.

4.3 Relación a la Resistencia Estática

En numerosas publicaciones japonesas el rango de tensión se relaciona con la resistencia estática para las mismas uniones de sección hueca, pero con una tensión de fluencia f_y = 235 N/mm^2. Puesto que la fatiga es un fenómeno que difiere bastante de la resistencia estática, podría esperarse una correlación insatisfactoria entre los resultados de las pruebas y la línea $\Delta\sigma$-N. No obstante, esta correlación no es peor que en el caso de otros métodos simplificados discutidos anteriormente.

Esta afirmación puede explicarse por el hecho de que la resistencia estática depende de los mismos parámetros geométricos que influyen sobre la tensión geométrica y también por el hecho de que la capacidad del incremento de carga de la unión, entre la fluencia inicial localizada y el agotamiento, guarda cierta relación con el gradiente de tensión. Por lo tanto, dentro de ciertos rangos de los parámetros, es posible obtener una relación razonable. Naturalmente, este método carece de validez general, puesto que hay varios factores que no están incluidos, por ejemplo, tracción frente a carga de compresión, efecto de los momentos de flexión secundarios, etc.

5. EFECTO DE LOS MOMENTOS DE FLEXIÓN SECUNDARIOS

En las uniones de las vigas de celosía (por ejemplo uniones en K y en N) existen los momentos de flexión secundarios. Para el cálculo estático, estos momentos carecen de importancia si las uniones o barras críticas tienen la suficiente capacidad de rotación. No obstante, para el cálculo de la fatiga, la carrera de tensión máxima es el parámetro dominante y los momentos de flexión secundarios influyen sobre la tensión máxima (carrera). Como consecuencia de ello, es necesario que el cálculo de la fatiga considere los momentos de flexión secundarios.

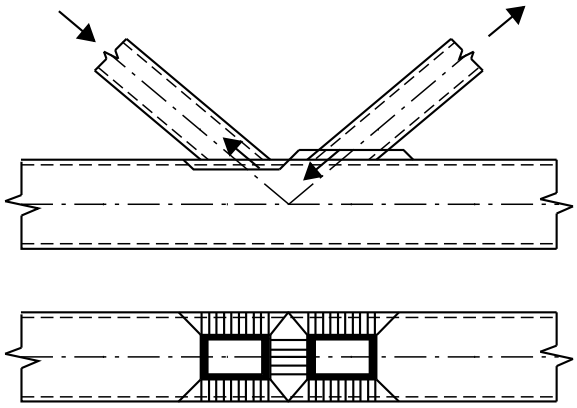


Figura 10 Efectos de la rigidez en el perímetro sobre los momentos flectores secundarios en una unión en K con separación entre secciones huecas cuadradas

Los momentos de flexión secundarios están causados por varias influencias, entre las que se encuentran:

- la rigidez a la flexión global de la unión
- la distribución de la rigidez en la unión a lo largo del perímetro de intersección
- las excentricidades en los nudos de las barras

La figura 10 muestra, a modo de ejemplo, una unión en K cuyas tres caras en la intersec-

Tipo de unión		Cordones	Montantes	Jabalcones
Uniones a tope (con intersticio)	K	1,5	–	1,3
	N	1,5	1,8	1,4
Uniones de recubrimiento	K	1,5	–	1,2
	N	1,5	1,65	1,25

Tabla 1a Coeficientes para considerar los momentos de flexión secundarios en uniones de vigas de celosía formadas por secciones tubulares huecas

Tipo de unión		Cordones	Montantes	Jabalcones
Uniones a tope (con intersticio)	K	1,5	–	1,5
	N	1,5	2,2	1,6
Uniones de recubrimiento	K	1,5	–	1,3
	N	1,5	2,0	1,4

Tabla 1b Coeficientes para considerar los momentos de flexión secundarios en uniones de vigas de celosía formadas por uniones huecas rectangulares

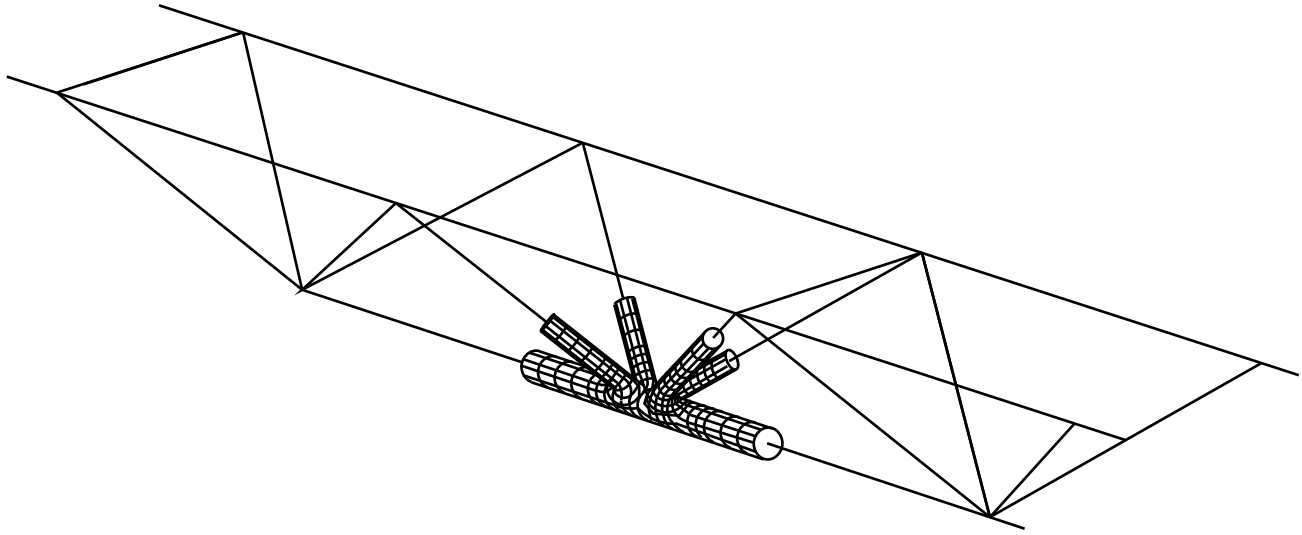


Figura 11 Modelo de subestructuras en una viga triangular formada por secciones huecas circulares

ción son más rígidas que la cara del talón, lo que produce un momento de flexión secundario, debido a que la fuerza de reacción no está en línea con la fuerza en la barra de refuerzo.

Tan sólo resulta posible considerar con precisión el momento de flexión secundario si las uniones están modeladas como subestructuras con elementos finitos, tal y como se muestra en la figura 11. Sin embargo, este tipo de modelación todavía está por llegar a las oficinas de ingeniería.

Con el fin de evitar estos complicados análisis, el Eurocódigo 3 [1] proporciona coeficientes que tienen en cuenta los efectos de los momentos de flexión secundarios (tablas 1a y 1b). Los rangos de tensión obtenidas para la carga axial deben multiplicarse por estos coeficientes en caso de que los momentos de flexión secundarios no estén incluidos en el análisis. Los valores que proporcionan estas tablas se basan en mediciones efectuadas sobre vigas reales y en pruebas, así como en cálculos de los elementos finitos. La comparación entre los diferentes valores demuestra que los momentos de flexión secundarios en las vigas con uniones en N son mayores que los de las vigas con uniones en K. Los momentos de flexión secundarios, en vigas con uniones de sección hueca cuadradas o rectangulares, son mayores que los de las vigas con uniones tubulares huecas. Estos efectos están causados por la rigidez a lo largo del perímetro de intersección y por la rigidez de las barras de refuerzo (refuerzos verticales para las uniones en N). En general, las uniones de solape de las secciones huecas rectangulares proporcionan momentos de flexión secundarios menores en los refuerzos que en las uniones a tope. Para las vigas de secciones tubulares huecas, se muestra un efecto similar en las tablas, a pesar de que las investigaciones actuales no lo confirman [11]. Cuando los proyectos de investigación actuales hayan concluido se dispondrá de más evidencias.

6. CONEXIONES SIMPLES Y UNIONES

Para las conexiones simples, tales como conexiones de extremo a extremo soldadas a tope o secciones huecas conectadas a chapas, se utiliza una clasificación simple, al igual que para otras secciones. El mismo procedimiento se sigue para las uniones, platabandas, etc. Esta clasificación está en línea con las ofrecidas para detalles soldados de secciones en I (véase la lección 14.4.2).

7. COEFICIENTES PARCIALES DE SEGURIDAD

En el caso de las uniones de sección hueca, se aplican los mismos coeficientes parciales de seguridad para el rango de tensión que en el caso de otras estructuras cargadas en fatiga. El Eurocódigo 3 recomienda coeficientes (tabla 2) que dependen del tipo de estructura (segura o no ante el agotamiento) y de la posibilidad de efectuar la inspección y el mantenimiento. Para una información más detallada, consúltese la lección 14.8.

Inspección y acceso	Estructuras “seguras ante el agotamiento”	Estructuras no “seguras ante el agotamiento”
Inspección y mantenimiento periódicos. Detalle de unión accesible.	$\gamma_M = 1{,}00$	$\gamma_M = 1{,}25$
Inspección y mantenimiento periódicos. Difícil accesibilidad.	$\gamma_M = 1{,}15$	$\gamma_M = 1{,}35$

Tabla 2 Coeficientes parciales de seguridad γ_M según Eurocódigo 3

8. DAÑO ACUMULATIVO

El Eurocódigo 3 ha adoptado la regla de Palmgren-Miner para determinar el daño acumulativo por fatiga, es decir:

$$D = \Sigma \frac{n_i}{N_i} \leq 1{,}0 \qquad (7)$$

A pesar de que el daño real también depende del espectro de la carga y de la secuencia de los rangos de tensión, la regla de Miner es la regla disponible más sencilla para determinar el daño. Su utilización proporciona resultados que no son peores que los que proporcionan otras reglas. Para una información más detallada, consúltese la lección 14.2.

9. RESUMEN FINAL

- El comportamiento ante la fatiga de las uniones de sección hueca está influido en gran medida por el rango de tensión geométrica (también denominado rango de tensión del punto crítico).

- Se utilizan varios análisis y métodos para el cálculo, de los que el método de la tensión geométrica o del punto crítico se considera generalmente como el más válido.

- La determinación de la tensión geométrica o del punto crítico debe llevarse a cabo mediante la extrapolación al borde de la soldadura, excluyendo los efectos de la geometría de la soldadura y los efectos locales en el borde de la soldadura.

- Las uniones de sección hueca muestran un considerable efecto del espesor, especialmente en el caso de espesores reducidos.

- Los coeficientes de concentración de tensiones deben utilizarse con cautela (únicamente dentro del campo de validez de las fórmulas paramétricas)

- El método de clasificación puede utilizarse únicamente para las uniones en K y en N dentro de un campo de validez limitado.

- Los momentos de flexión secundarios en las vigas de celosía han de incorporarse al análisis de fatiga.

10. BIBLIOGRAFÍA

[1] Eurocódigo 3: “Design of Steel Structures”: ENV 1993-1-1: ENV 1993-1-1: ENV 1993-1-1: Part 1, General Rules and Rules for Buildings, CEN, 1992.

[2] Steel in marine structures, Proceedings of the 2nd International ECCS Offshore Conference, Institut de Recherches de la Siderurgie Française, Paris, October 1981.

[3] Gurney, T.R.: “Fatigue of welded structures”, Cambridge, 2nd ed.

[4] Van Delft, D.R.V.: “A two dimensional analysis of the stresses at the vicinity of the weld toes of welded tubular joints”, 1981, Report 6-81-8, Stevin Laboratory, Delft University of Technology.

[5] Van Wingerde, A.M.: “The fatigue behaviour of T- and X-joints made of square hollow sections”, Ph.D. thesis, Delft University of Technology, 1992.

[6] Noordhoek, C. and De Back, J., Eds.: Steel in Marine Structures, Proceedings of the 3rd International ECSC Offshore Conference on Steel in Marine Structures (SIMS ‘87), Delft, The Netherlands, June 15-18, 1987.

[7] Marshall, P.W.: “Design of welded tubular connections: Basis and use of AWS code provisions”, Ph.D. thesis, Elsevier Applied Science Publishers Ltd., Amsterdam/London/New York/Tokio.

[8] Reynolds, A.G., Sharp J.V.: “The fatigue performance of tubular joints -An overview of recent work to revise Department of Energy guidance”, 4th International Symposium of Integrity of Offshore Structures, p. 261-277, Elsevier Applied Science Publishers Ltd., Amsterdam/ London/ New York/Tokio. Glasgow, U.K., July 1990.

[9] Wardenier, J., Mang, F., Dutta D.: “Fatigue strength of welded unstiffened RHS joints in lattice structures and Vierendeel girders”. ECSC Final Report, ECSC 7210-SA/111.

[10] J. Wardenier, J.: “Hollow Section Joints”, Delft University Press, 1982, ISBN 90.6275. 084.2.

[11] Romeijn, A., Wardenier, J., de Komming, C. H. M., Puthli, R. S,, Dutta, D.: “Fatigue Behaviour and Influence of Repair on Multiplanar K-Joints Made of Circular Hollow Sections”. Proceedings ISOPE ‘93, Singapore.

ESDEP TOMO 14
DISEÑO PARA FATIGA

Lección 14.4.2: Comportamiento de la Fatiga en Secciones Huecas (II)

OBJETIVOS/CONTENIDO

Proporcionar información para el proyecto de secciones huecas junto con directrices para un cálculo óptimo.

CONOCIMIENTOS PREVIOS

Lección 14.1:	Introducción Básica a la Fatiga
Lección 14.3:	Efecto del Trabajo Manual sobre la Resistencia a la Fatiga de la Soldadura Longitudinal y Transversal
Lección 15.1:	Aplicación de Secciones Huecas en Estructuras de Acero
Lección 15.2:	Comportamiento y Diseño de Conexiones Soldadas entre Secciones Tubulares bajo Carga Predominantemente Estática
Lección 15.3:	Comportamiento y Diseño de Conexiones Soldadas entre Secciones Huecas Rectangulares bajo Carga Predominantemente Estática

LECCIONES AFINES

Lección 14.4.1: Comportamiento de la Fatiga en Secciones Huecas I

RESUMEN

Se discute más detalladamente el concepto de la tensión geométrica y el método de clasificación utilizado para el cálculo de fatiga de secciones huecas y se ilustran mediante ejemplos de cálculo. Se proporcionan directrices y gráficos de cálculo simplificados para ofrecer una comprensión en profundidad de los coeficientes de concentración de tensiones con el objeto de estimular un cálculo óptimo.

También se discute la validez y las limitaciones de varios enfoques.

NOMENCLATURA

Se ha adoptado la nomenclatura del Eurocódigo 3.

1. INTRODUCCIÓN

En la lección 14.4.1 se discute el comportamiento de la fatiga en secciones huecas, así como los métodos de análisis. En el Eurocódigo 3 se adoptan dos métodos para el diseño de las secciones huecas [1].

Normalmente es posible utilizar el método de la tensión geométrica (en ocasiones denominado el método de la tensión del punto crítico) para todas las concepciones de las uniones entre secciones huecas. No obstante, para la aplicación de este método es necesario disponer de datos suficientes relativos a los coeficientes de concentración de tensiones para varios tipos de uniones y de cargas.

El método de clasificación que también proporciona el Eurocódigo 3 para las uniones en K y en N con espesores de pared de hasta 12,5 mm es un método simplificado que tan sólo resulta válido para un campo particular de parámetros geométricos.

En esta lección se discuten estos dos métodos con mayor detalle y se proporciona el método del diseño.

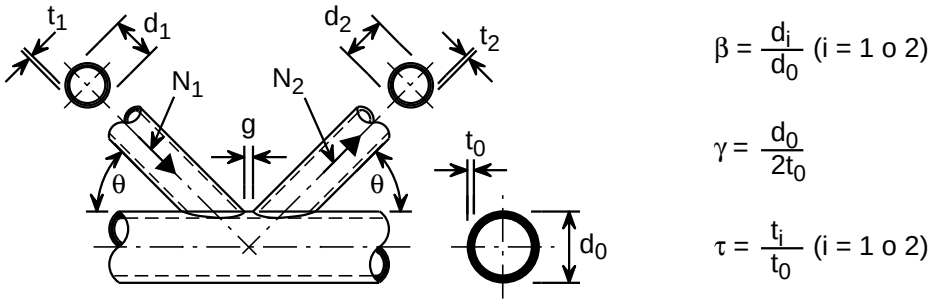
2. MODELACIÓN DE LA ESTRUCTURA

Para el cálculo de fatiga resulta necesario conocer los rangos de tensión en las barras. La tensión determinada se muestra directamente dependiente de la idealización de la estructura.

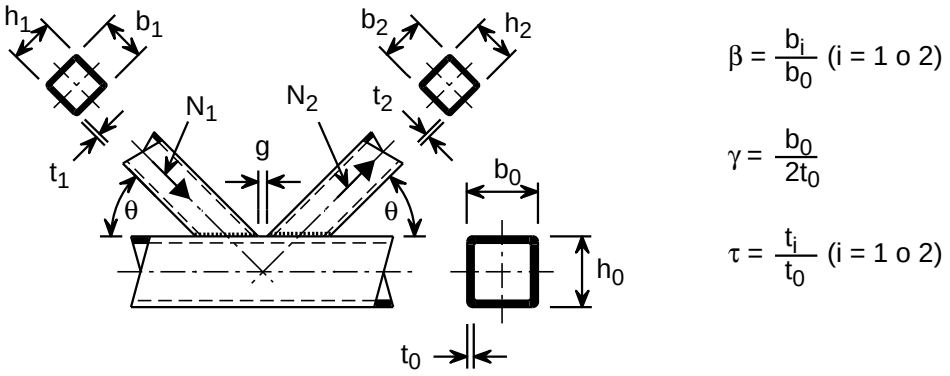
Generalmente, las vigas de celosía formadas por secciones huecas tienen conexiones soldadas con cordones continuos. Con el fin de facilitar el trabajo de taller, en ocasiones las diagonales se conectan con una cierta excentricidad nodal e (véase la figura 1).

Para la obtención de la distribución correcta de la tensión y de la carga en las barras, es posible utilizar varios métodos de modelado [2].

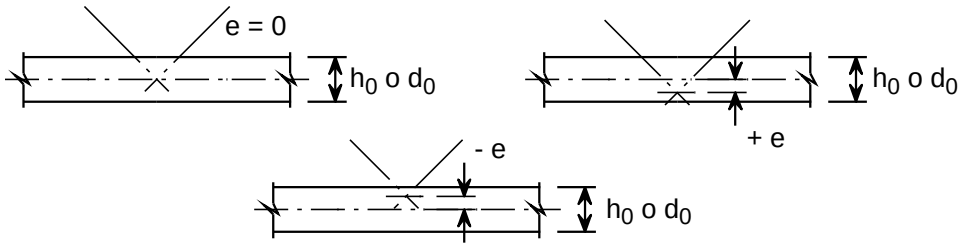
a. El mejor método consiste en concebir las uniones como infraestructuras, tal y como



(a) Uniones en K con separación, entre secciones huecas circulares



(b) Uniones en K con separación, entre secciones huecas rectangulares



(c) Definición de la excentricidad de las uniones

Figura 1 Uniones en K con separación, con los principales parámetros geométricos

se muestra en la figura 11 de la lección 14.4.1. De esta manera, la influencia de la geometría de las uniones se toma en cuenta directamente. Incluso es posible determinar directamente las tensiones geométricas extrapoladas dominantes en los bordes de las soldaduras. No obstante, este método exige excelentes pre y post-procesadores para el diseño del elemento finito, así como la suficiente capacidad informática. Actualmente, únicamente los institutos de investigación especializados y las empresas disponen de capacidad para el manejo de este método. Además, el proyectista a cargo del proyecto debe estar especializado en la utilización de los elementos y de las mallas correctas.

b. Otro método consiste en la utilización de fórmulas paramétricas con el objeto de determinar la rigidez de la unión. A continuación se concibe la viga con cordones continuos y las diagonales se conectan mediante resortes que representan la rigidez de la conexión al cordón. Se deben incorporar las excentricidades al modelo. De esta manera resulta posible determinar los momentos de flexión en las barras. La distribución de la carga axial en las barras apenas se ve influida por el diseño, por ejemplo por pernos, resortes o diagonales rígidamente conectadas (véase la figura 2).

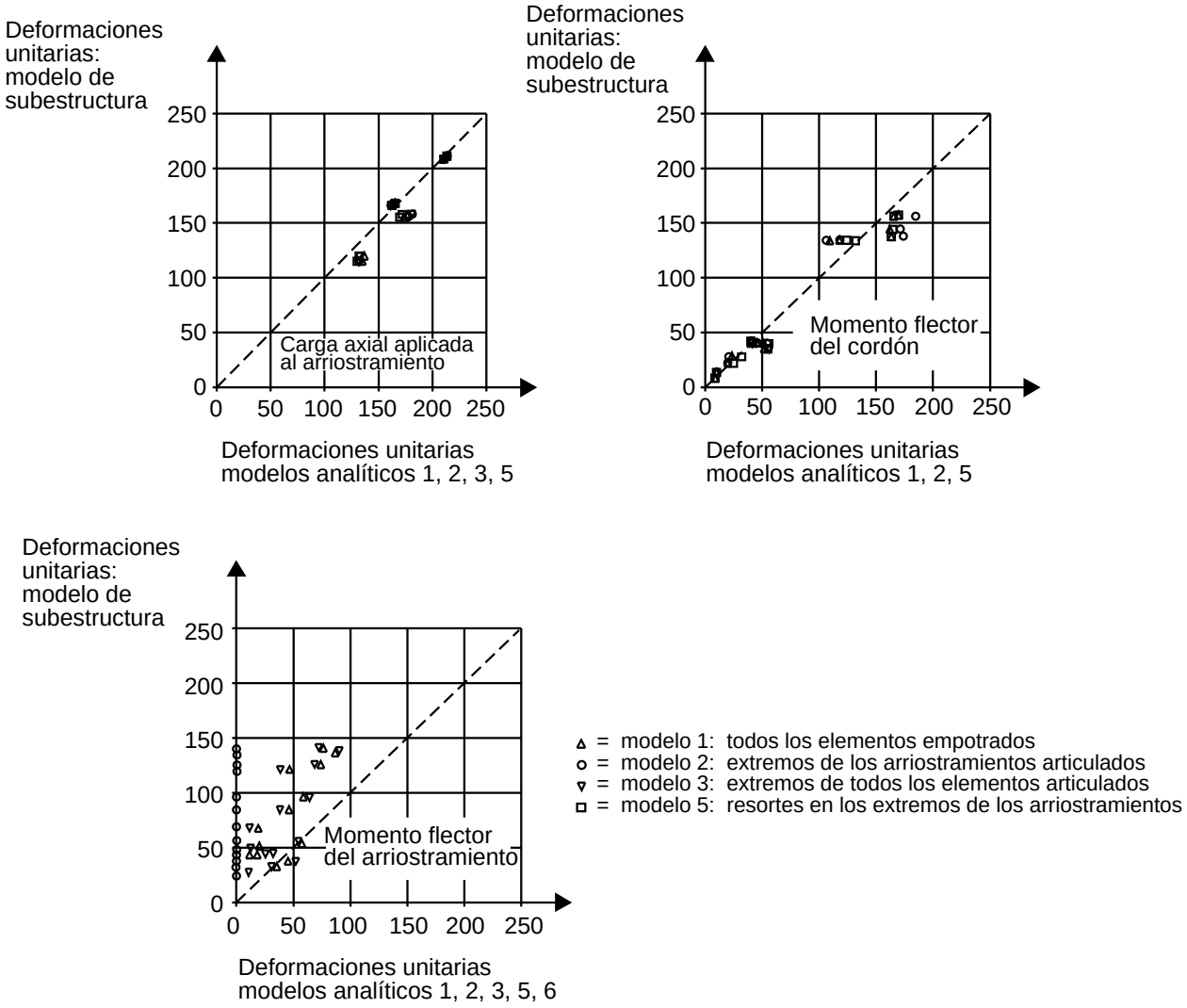


Figura 2 Influencia del diseño sobre la distribución de las cargas para un caso determinado

No obstante, en el caso de los momentos de flexión, es posible que se produzcan diferencias considerables, ya que la rigidez a la flexión real está influida por las cargas axiales presentes (interacción). En la ingeniería de las plataformas petrolíferas es habitual asumir barras rígidamente conectadas. No obstante, el valor de los momentos de flexión se reduce cuando no se toman los momentos en los puntos nodulares, sino los de la cara del cordón. Debido a la falta de evidencias acerca de las características de rigidez, y para una mayor facilidad, se utiliza esta simplificación.

c. El método más simple de diseño consiste en la utilización de cordones continuos con las diagonales conectadas al tirante mediante pernos. Las excentricidades superiores a 0,55 (d_o o h_o) ≤ e ≤ 0,25 (d_o o h_o) deben incorporarse, tal y como se muestra en la figura 3.

Se debe incluir el efecto de los momentos de flexión secundarios multiplicando los rangos de las tensiones debidas a las fuerzas axiales por los coeficientes que se proporcionan en las tablas 1a y 1b de la lección 14.4.1.

Este modelo simplificado asume indirectamente que los coeficientes de concentración de tensiones para la flexión son similares a los de las fuerzas axiales, lo que generalmente no es válido. Los coeficientes de concentración de tensiones para la flexión en el plano son normalmente inferiores a los de la fuerza axial.

Obviamente existen otros métodos de diseño, pero los que se han mencionado representan los que se utilizan con mayor frecuencia.

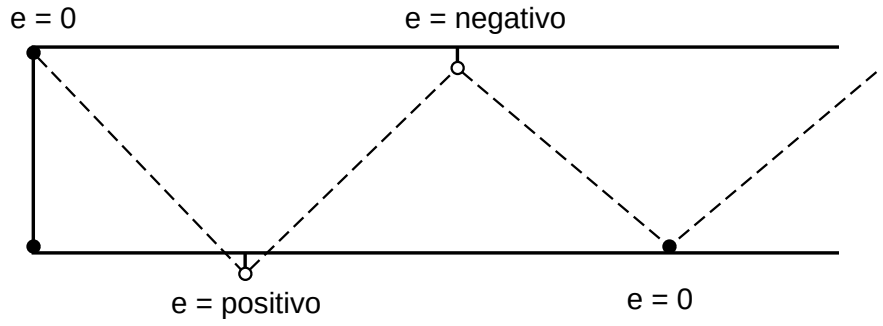


Figura 3 Modelo simplificado de una viga de celosía con diagonales conectadas al cordón con excentricidad

3. CONEXIONES EXTREMO CON EXTREMO Y UNIONES

Las conexiones extremo con extremo y las conexiones de chapas y secciones huecas mediante uniones se clasifican de la manera habitual, es decir, se asigna una clase de fatiga para 2×10^6 ciclos, tal y como se muestra en la tabla 1. En este caso se adopta una pendiente constante de m = 3 para $N \leq 5 \times 10^6$. Para las cargas del espectro, se adopta una pendiente constante de m = 5 para 5×10^6 hasta el límite de corte de 10^8. Debe observarse que se incluye un "efecto del espesor" contrario para las conexiones extremo con extremo. En este tipo de conexiones, los efectos geométricos presentes son de pequeña magnitud o inexistentes, lo que hace que la fisura se inicie a partir de la raíz de la soldadura. Puesto que estas soldaduras están hechas por una sola cara el efecto sobre la raíz es más fuerte en el caso de los espesores más reducidos. En este caso el límite se fija en 8 mm. En el caso de espesores superiores a 25 mm se debe aplicar el efecto normal del espesor, es decir,

$$\Delta \sigma_t = \Delta \sigma_{t=25} \left(\frac{t}{25} \right)^{-0,25} \qquad (1)$$

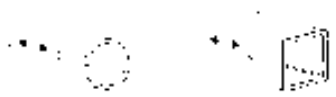
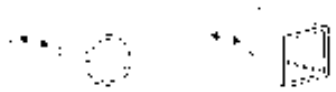
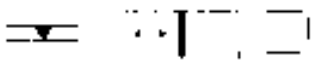
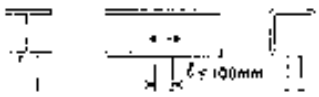
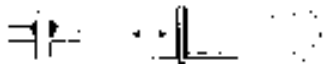
Detalles cargados por tensiones normales nominales		
Categoría detalle m = 3	Detalle constructivo	Descripción
160		Productos laminados y extruidos Elementos no soldados Los cantos vivos y los defectos superficiales deben mejorarse mediante rectificado
140		Soldaduras longitudinales continuas Soldaduras automáticas longitudinales sin posiciones de paro-inicio; comprobada la ausencia de discontinuidades detectables
71		Soldaduras a tope transversales Conexión extremo con extremo soldada a tope de secciones tubulares Requisitos – Altura del refuerzo de la soldadura inferior al 10% de la anchura de la soldadura; transiciones uniformes a la superficie plana – Soldaduras hechas en posición plana y comprobada la ausencia de discontinuidades detectables – Los detalles con espesores de pared superiores a 8 mm pueden ascender dos categorías de detalle, es decir, > 90
56		Soldaduras a tope transversales Conexión extremo con extremo soldada a tope de secciones huecas rectangulares Requisitos – Altura del refuerzo de la soldadura inferior al 10% de la anchura de la soldadura; transiciones uniformes a la superficie plana – Soldaduras hechas en posición plana y comprobada la ausencia de discontinuidades detectables – Los detalles con espesores de pared superiores a 8 mm pueden ascender dos categorías de detalle, es decir, > 71
71		Uniones soldadas (soldaduras sin carga) Sección rectangular o tubular, soldada con cordón a otra sección La anchura de la sección paralela a la dirección de la tensión ≤ 100 mm
50		Conexiones soldadas (soldaduras con carga) Secciones tubulares, soldadas a tope de extremo a extremo con una chapa intermedia Requisitos – Que se compruebe que las soldaduras están libres de discontinuidades detectables – Los detalles con espesores de pared superiores a 8 mm pueden ascender una categoría de detalle, es decir, > 56

Tabla 1 Categoría de detalle: Secciones huecas y conexiones simples

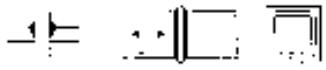
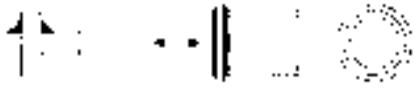
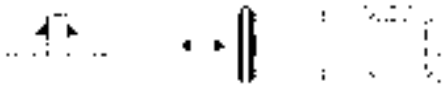
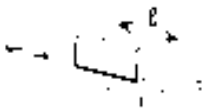
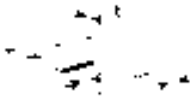
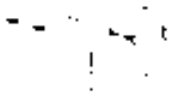
Detalles cargados por tensiones normales nominales (continuación)			
Categoría detalle m = 3		Detalle constructivo	Descripción
45			Conexiones soldadas (soldaduras con carga) Secciones huecas rectangulares, soldadas a tope de extremo a extremo con una chapa intermedia Requisitos – Que se compruebe que las soldaduras están libres de discontinuidades detectables – Los detalles con espesores de pared superiores a 8 mm pueden ascender una categoría de detalle, es decir, > 50
40			Conexiones soldadas (soldaduras con carga) Secciones tubulares, soldadas con cordón de extremo a extremo con una chapa intermedia Requisitos Espesor de pared inferior a 8 mm
36			Conexiones soldadas (soldaduras con carga) Secciones huecas rectangulares, soldadas con cordón de extremo a extremo con una chapa intermedia Requisitos – Espesor de pared inferior a 8 mm
80	l ≤ 50 mm		Uniones longitudinales (soldaduras sin carga) La categoría del detalle varía de acuerdo con la longitud de la unión l
71	50 < l ≤ 100 mm		
50	l > 100 mm		
80	t ≤ 12 mm		Uniones transversales El fin de la soldadura situado a más de 10 mm del canto de la chapa
71	t > 12 mm		
80	t ≤ 12 mm		Uniones transversales Los diafragmas de las vigas rectangulares soldados al ala o al alma
71	t > 12 mm		
80			Uniones transversales El efecto de los transmisores de cortante soldados sobre el material base

Tabla 1 Categoría de detalle: Secciones huecas y conexiones simples (continuación)

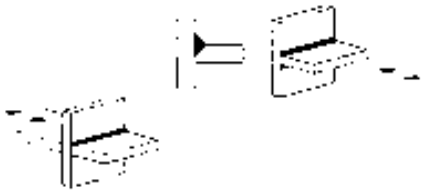
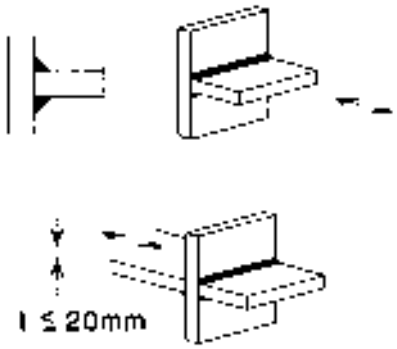
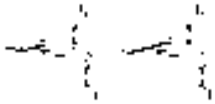
Detalles cargados por tensiones normales nominales			
Categoría detalle m = 3	Detalle constructivo		Descripción
71			Uniones en cruz (soldaduras con carga) Soldadura con penetración total, inspeccionada para asegurar la ausencia de discontinuidades detectables Requisitos – El defecto de alineación máximo de las chapas con carga debe ser inferior al 15% del espesor de la chapa intermedia
36			Uniones en cruz (soldaduras con carga) Conexión soldada con cordón. Son necesarias dos evaluaciones de la fatiga En primer lugar se evalúa la fisuración en la raíz determinando el rango de tensión en el área de la garganta de la soldadura, Categoría 36 En segundo lugar se evalúa la fisuración en el borde determinando el rango de tensión en las chapas cargadas, Categoría 71 Requisitos – El defecto de alineación máximo de las chapas con carga debe ser inferior al 15% del espesor de la chapa intermedia
50	t y t_c ≤ 20 mm		Platabandas (soldaduras con carga) Las zonas de los extremos de platabandas soldadas simples o múltiples, con o sin soldadura frontal. Cuando la placa de refuerzo es más ancha que el ala, es necesaria una soldadura frontal, cuidadosamente rectificada a fin de eliminar la mordedura marginal
36	t y t_c ≤ 20 mm		

Tabla 1 Categoría de detalle: Secciones huecas y conexiones simples (continuación)

4. MÉTODO DE LA TENSIÓN GEOMÉTRICA

4.1 Curvas de Referencia

En la figura 4 se ofrecen las curvas de referencia básicas para espesores de pared de 16 mm, de acuerdo con el Eurocódigo 3 [1]. También se proporcionan las ecuaciones para las curvas de referencia y para los efectos del espesor.

Tal y como se discutió en la lección 14.4.1, en el caso de las secciones huecas con soldaduras de penetración parcial o soldadura en ángulo, actualmente no se dispone de las evidencias suficientes para utilizar las mismas curvas que se utilizan para las soldaduras a tope de penetración total.

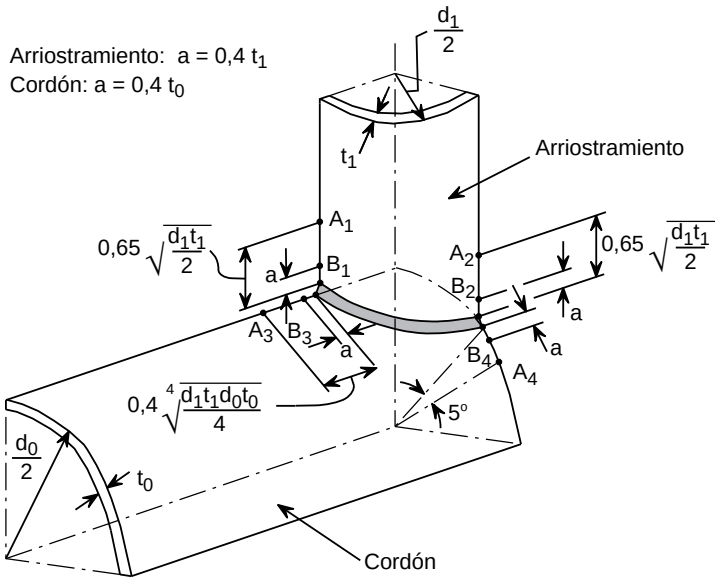


Figura 5a Extrapolación lineal de la tensión geométrica al borde de la soldadura (uniones entre secciones huecas circulares)

4.2 Determinación de las Tensiones Geométricas mediante el Modelo F.E.

Se deben determinar las tensiones geométricas mediante la extrapolación al borde de la soldadura de las tensiones geométricas situadas fuera de la zona de influencia de la soldadura. En el caso de la mayor parte de las conexiones de secciones tubulares, la tensión geométrica presenta una parte lineal y es posible utilizar una extrapolación lineal, tal y como se muestra en la figura 5a.

Curvas de referencia básicas para un espesor de pared (t) de 16 mm		
Soldaduras	Criterio de aceptabilidad	Curva de referencia básica
Soldaduras a tope de penetración completa	Deben satisfacerse los requisitos respecto al perfil del cordón y los defectos permitidos de soldadura	112 para sección hueca circular 90 para sección hueca rectangular
	Deben satisfacerse los requisitos respecto a los defectos de soldadura permitidos	90 para sección hueca circular 71 para sección hueca rectangular
Soldaduras a tope de penetracion parcial bajo carga o soldaduras en ángulo	En general	36
	Alternativamente	Obtenida de resultados de ensayos adecuados

Véase pr EN 1090-1 o bien otros estándares de ejecución permanentes

t > 16 mm	$N \leq 5 \times 10^6$	Observaciones
Clase 112	Log N = 13,449 - 3 log Δσ	- Deberá incluirse el efecto del grosor para t ≠16 mm
Clase 90	Log N = 12,164 - 3 log Δσ	- Úsese la línea horizontal para $N > 5 \times 10^6$ o m = -5, para cargas aleatorias hasta $N = 10^8$
Clase 112	Log N = 11,855 - 3 log Δσ	

Figura 4 Curvas de referencia básicas para el método de la tensión geométrica

En el caso de las uniones de sección hueca cuadrada o rectangular, la tensión geométrica es no lineal y una extrapolación cuadrática proporciona una mayor exactitud y un menor grado de dispersión en los resultados de las pruebas (figura 5b). Esta extrapolación se muestra más consistente con el modo de agotamiento (emplazamiento de la fisura).

La determinación de las tensiones geométricas mediante el modelo E.F. exige un diseño adecuado (tipo de elementos, mallas), preferiblemente utilizando métodos que hayan sido calibrados mediante ensayos [2]. Debido a la dife-

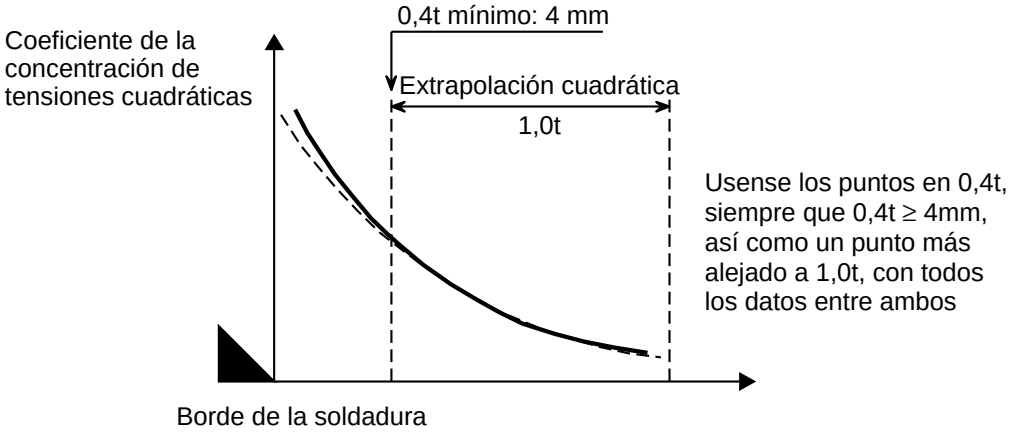


Figura 5b Extrapolación cuadrática de la tensión geométrica al borde de la soldadura (uniones entre secciones huecas circulares y rectangulares)

rencia existente entre las dimensiones reales y las nominales, la calibración debe llevarse a cabo muy cuidadosamente utilizando las dimensiones reales (véase la figura 6).

4.3 Coeficientes de Concentración de Tensiones

También es posible obtener la tensión geométrica multiplicando las tensiones nominales por los coeficientes de concentración de tensiones relevantes. Actualmente hay muchas fórmulas paramétricas disponibles para las secciones tubulares. Efthymiou [3] proporciona el juego más amplio de fórmulas y ofrece una concordancia satisfactoria con las mediciones. En el caso de las uniones de sección hueca cuadradas, Van Wingerde [4] proporciona un juego de fórmulas paramétricas para uniones en T y en X. Existen fórmulas disponibles para las uniones en K y en N de secciones huecas cuadradas, aunque tan sólo para una combinación particular de cargas axiales y momentos de flexión [5]. Debido a este hecho, generalmente no son aplicables. Actualmente, se están desarrollando nuevas fórmulas paramétricas en el marco de un programa CIDECT. Estas fórmulas estarán disponibles en 1994.

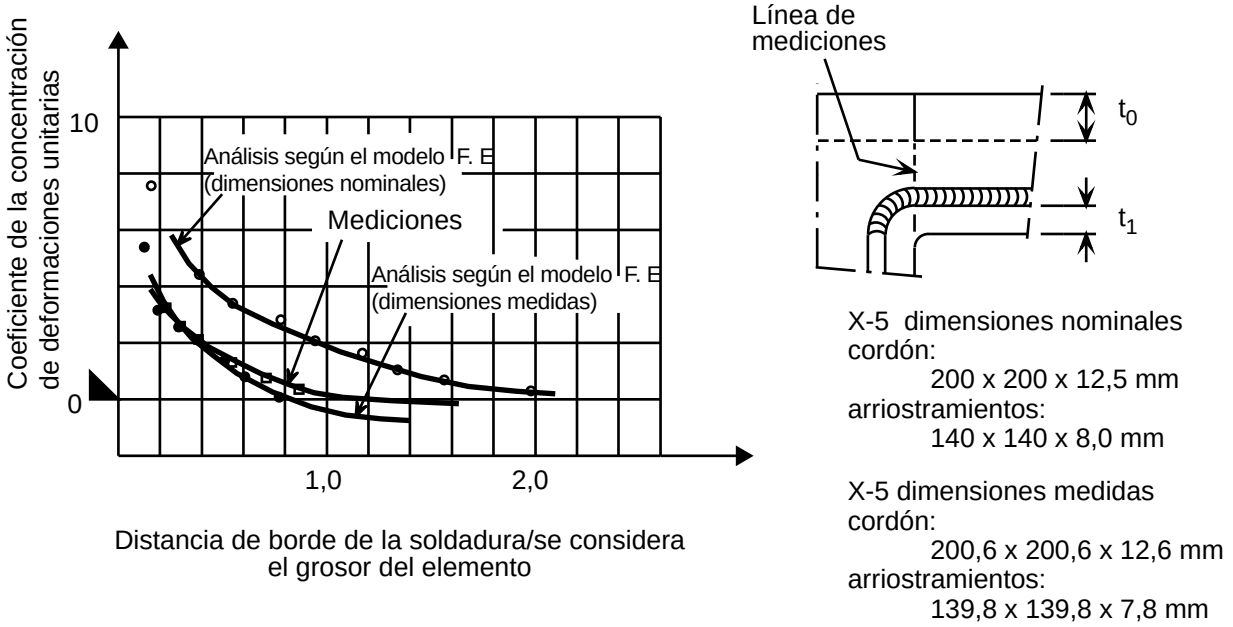


Figura 6 Comparación entre la concentración de la deformación unitaria determinada en ensayos y la obtenida en modelos numéricos (dimensiones reales y nominales)

El proporcionar fórmulas para todo tipo de uniones, para varios emplazamientos y para varias cargas, va más allá del contenido de esta lección. No obstante, de la figura 7 a la figura 15 se proporcionan algunas representaciones gráficas para secciones tubulares, y en las figuras de la 16 a la 18 para uniones en T y en X de secciones huecas cuadradas. Si se entiende satisfactoriamente el efecto de la distribución de la rigidez a lo largo del perímetro de la intersección, la tendencia de los gráficos resultará clara. Todos los gráficos muestran que el Coeficiente de Concentración de Tensiones (CCT) para el emplazamiento de la parte cóncava alcanza un valor máximo para ratios ß medios. En el caso de la uniones en T

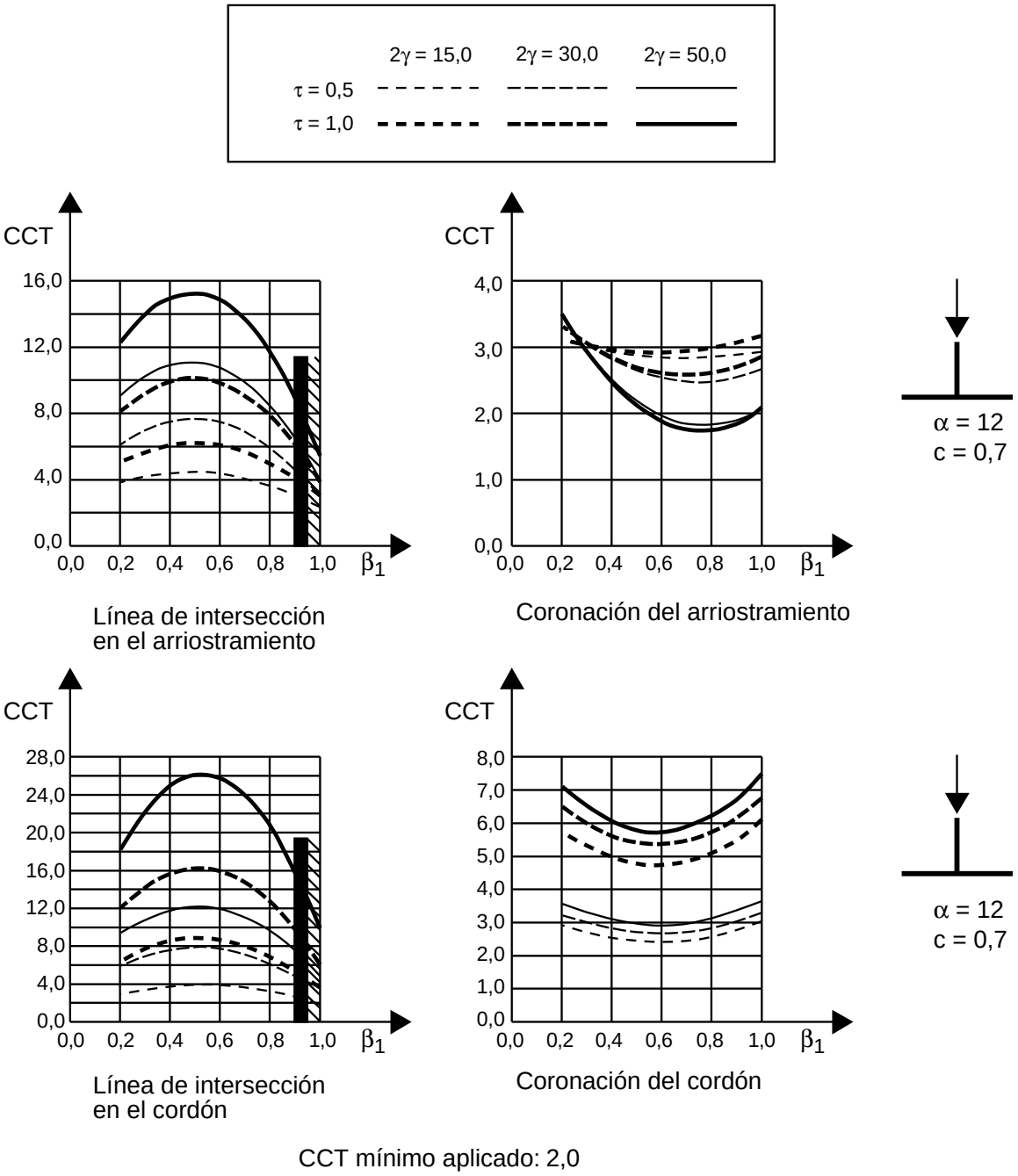


Figura 7 Coeficientes de la concentración de tensiones para uniones en T entre secciones huecas circulares, sujetas a carga axial

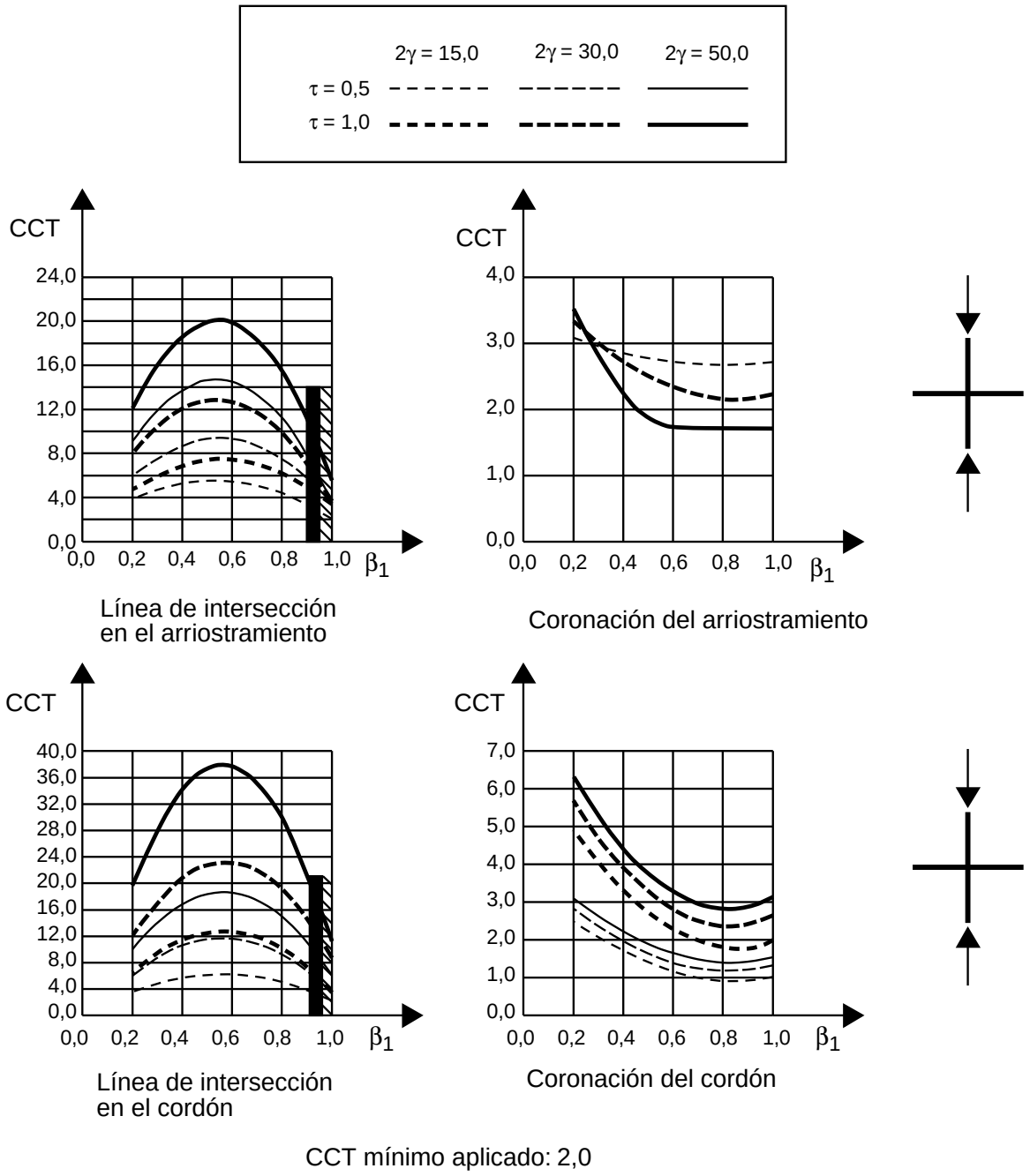


Figura 8 Coeficientes de la concentración de tensiones para uniones en X entre secciones huecas circulares, sujetas a carga axial

y en X, se obtienen valores mínimos para ß = 1,0. En este caso, el CCT se modifica con gran rapidez cuando se producen pequeñas variaciones de ß. Debido a esta razón, en el caso de las uniones en X de secciones tubulares no se adoptan valores inferiores a ß = 0,95, puesto que si ß= 1,0 la soldadura podría producir una excentricidad.

Obsérvese que el momento de flexión en el cordón en una unión en T se incluye en los coeficientes de concentración de tensiones para las uniones en T de las secciones tubulares, mientras que para las uniones en T de las secciones huecas cuadradas se ha excluido, permitiéndose la misma presentación que para las uniones en X.

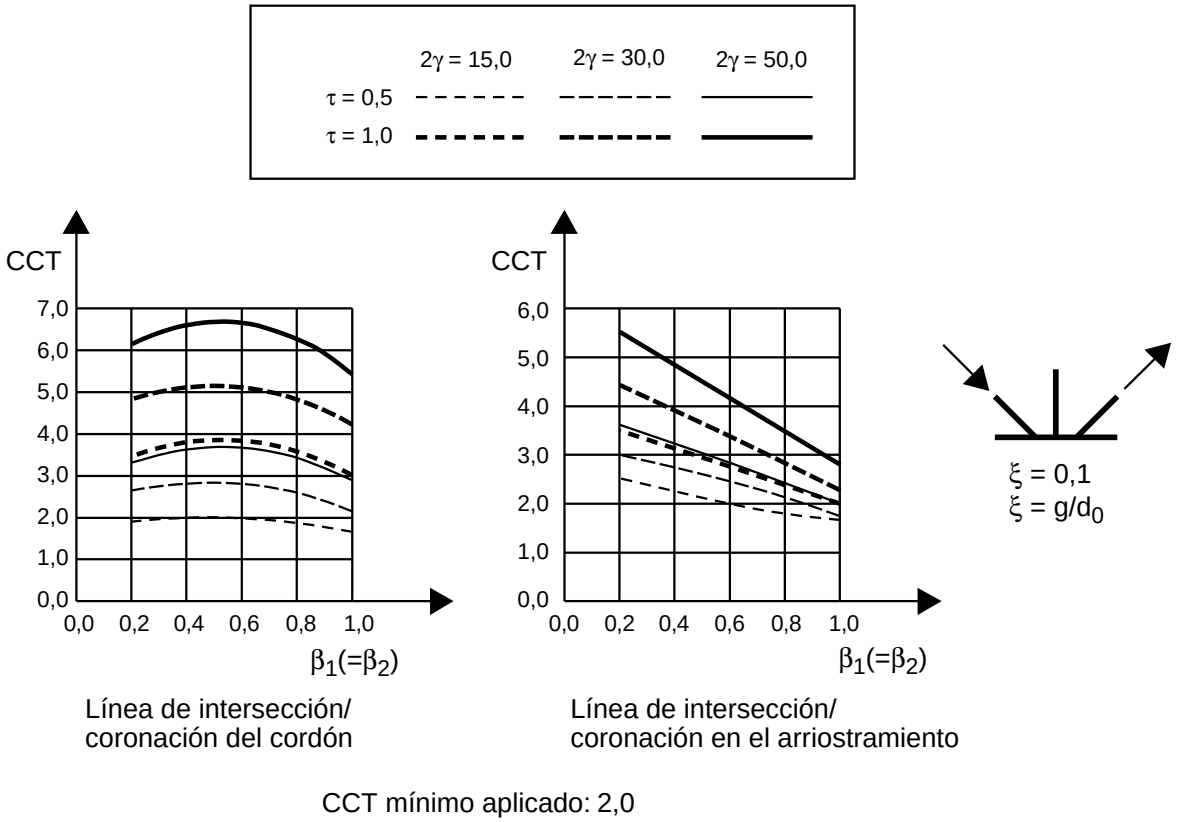


Figura 9 Coeficientes de la concentración de tensiones para uniones en K entre secciones huecas circulares, con una separación de ζ =0,1, sujetas a carga axial

Se recomienda que se adopte un valor mínimo del coeficiente de concentración de tensiones de 2, con el fin de cubrir la fisuración iniciada en la raíz de la soldadura. Además, se deben multiplicar los coeficientes de concentración de tensiones por los siguientes coeficientes de corrección, para las uniones de sección hueca cuadrada, si se utilizan conexiones soldadas en cordón:

Refuerzo: 1,4 (para líneas A y E)

Cordón: 1,0 (no hay coeficientes de corrección)

Estos coeficientes cubren el efecto de la flexión de la pared del refuerzo. En el

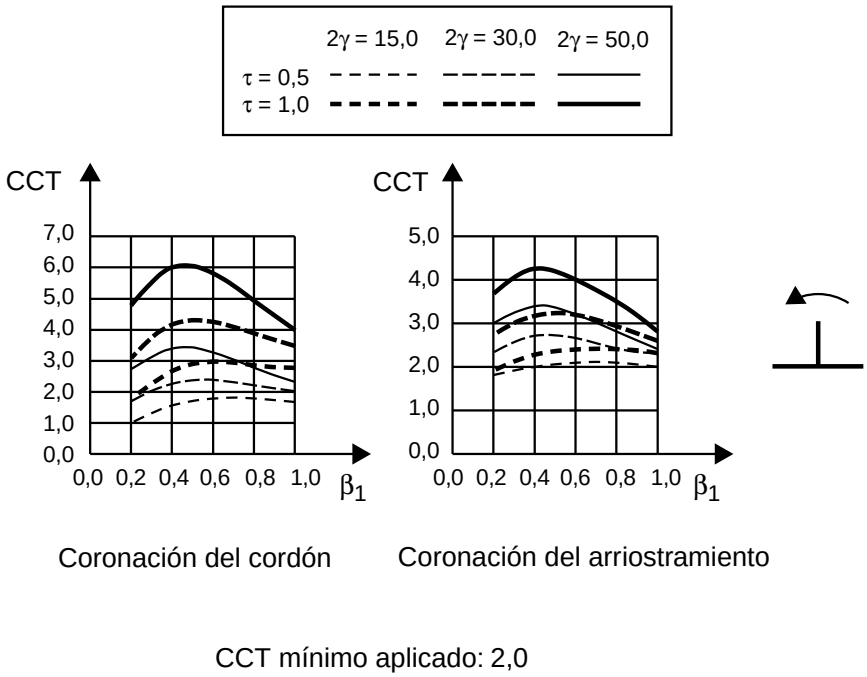


Figura 10 Coeficiente de la concentración de tensiones para uniones en T entre secciones huecas circulares, sujetas a un momento flector dentro del plano

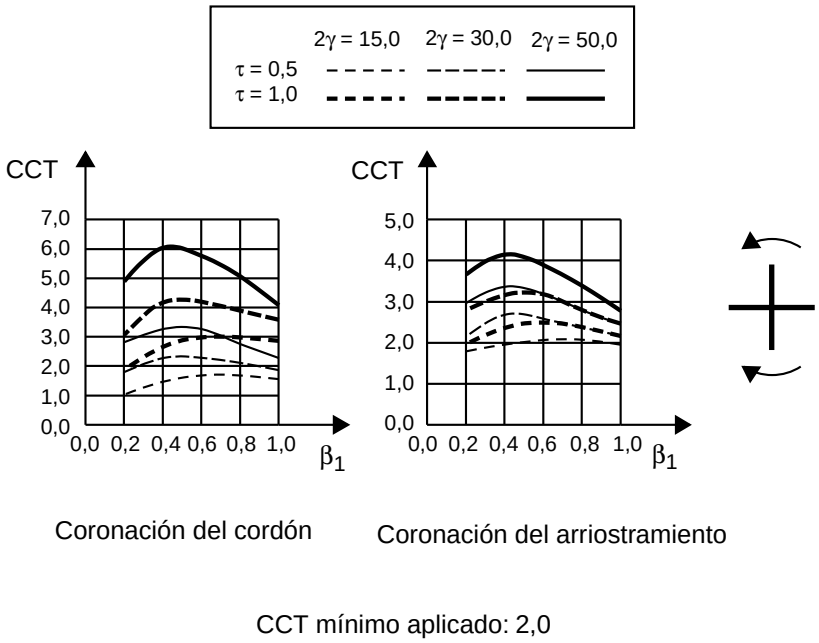


Figura 11 Coeficientes de la concentración de tensiones para uniones en X entre secciones huecas circulares, sujetas a momentos flectores fuera del plano

caso del cordón, el borde de la soldadura se sitúa a una distancia mayor del refuerzo, lo que produce un coeficiente de concentración de tensiones menor. No obstante, en general todavía no se dispone de las evidencias suficientes como para cuantificar este coeficiente. Por lo tanto, de momento se adopta un coeficiente de 1,0.

Para un diseño óptimo, los coeficientes de concentración de tensiones geométricas deben ser bajos, es decir, valores de τ y de γ bajos y valores de ß bajos o altos.

Tal y como se ha indicado en la figura 14.4.1, es posible obtener el rango de tensión geométrica multiplicando el coeficiente de concentración de tensiones relevante (emplazamiento y carga) por el rango de tensión nominal, que causa el valor máximo de la tensión.

Ha de tenerse mucho cuidado de que los coeficientes de concentración de tensiones se utilicen únicamente dentro del campo de validez. La figura 19 muestra, por ejemplo, que el efecto de la carga multiplanar puede ser considerable.

4.4 Vida a la Fatiga

La vida a la fatiga se determina verificando la tensión geométrica mayor para el cordón, así como para el refuerzo, multiplicada por el coeficiente γ_M apropiado frente a la curva $\Delta\sigma$-N básica utilizando el espesor apropiado.

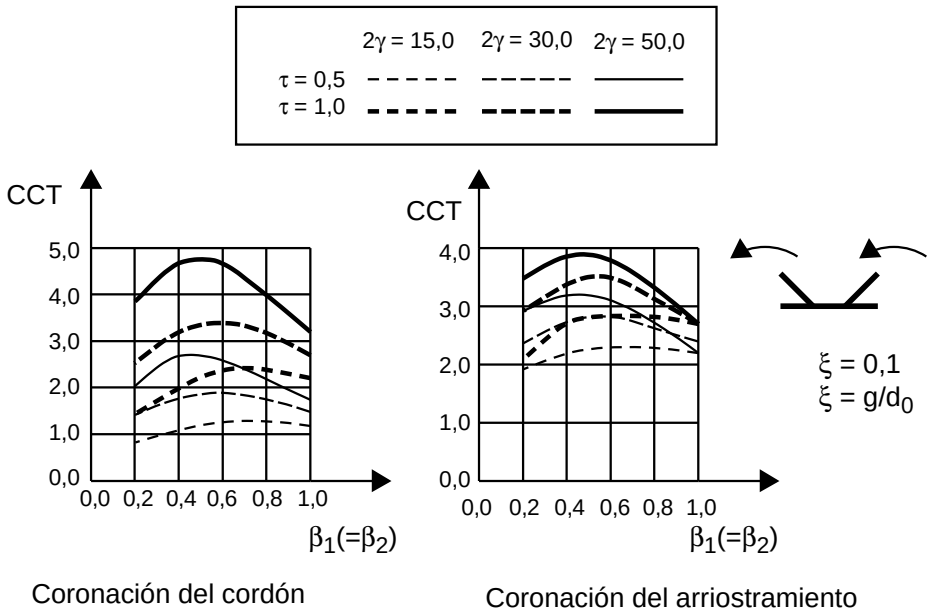


Figura 12 Coeficientes de la concentración de tensiones para uniones en K con una separación de ξ =0,1, entre secciones huecas circulares, sujetas a momentos flectores desde el plano

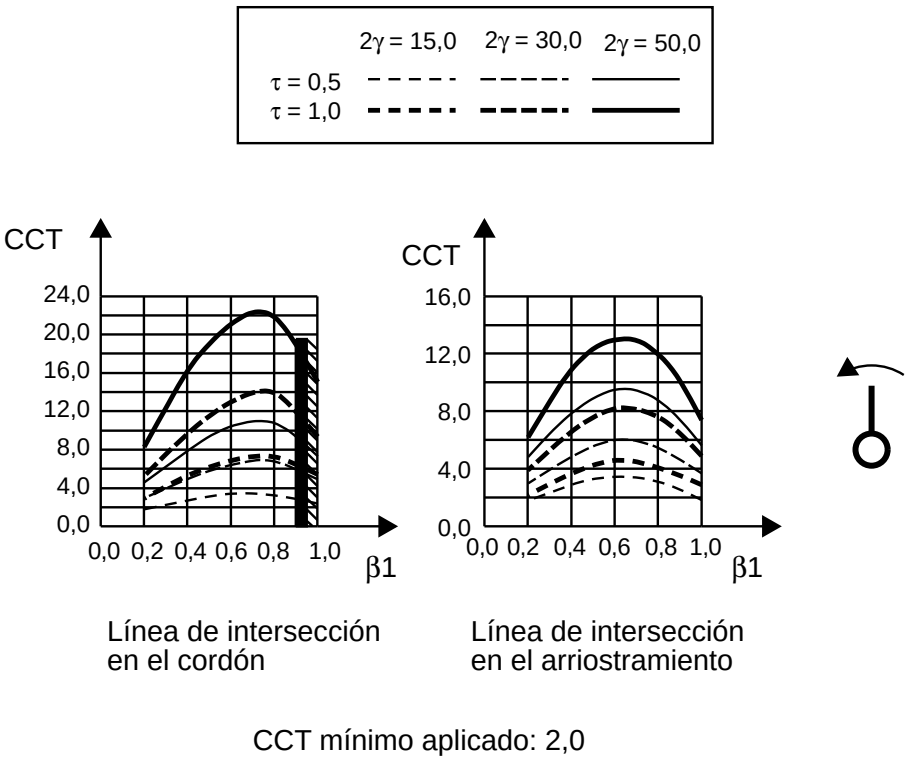


Figura 13 Coeficientes de la concentración de tensiones para uniones en T entre secciones huecas circulares, sujetas a un momento flector fuera del plano

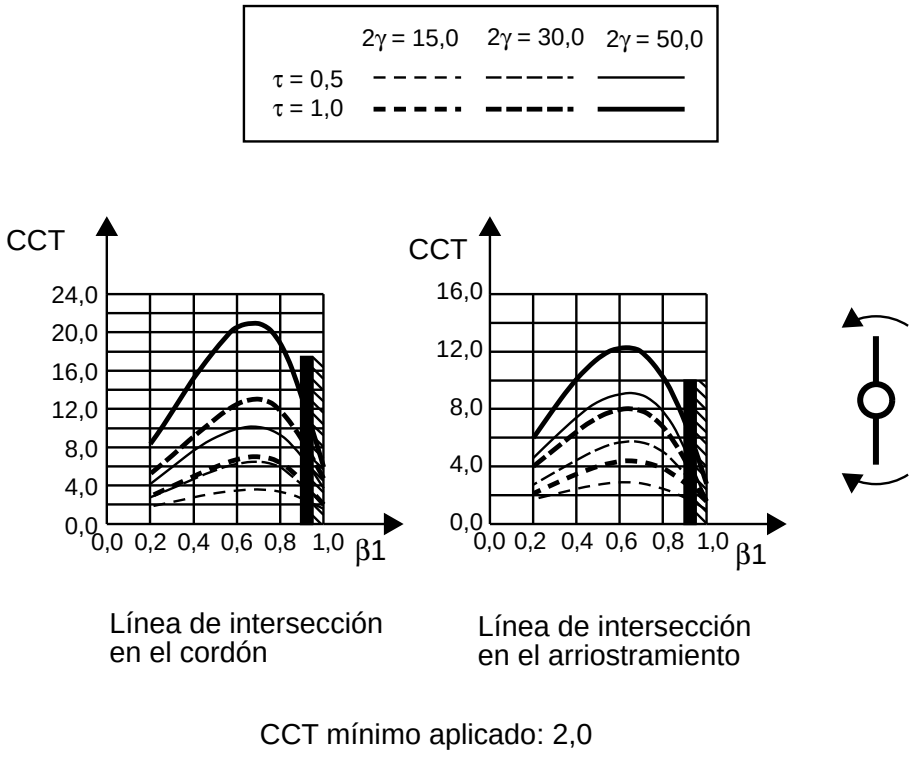
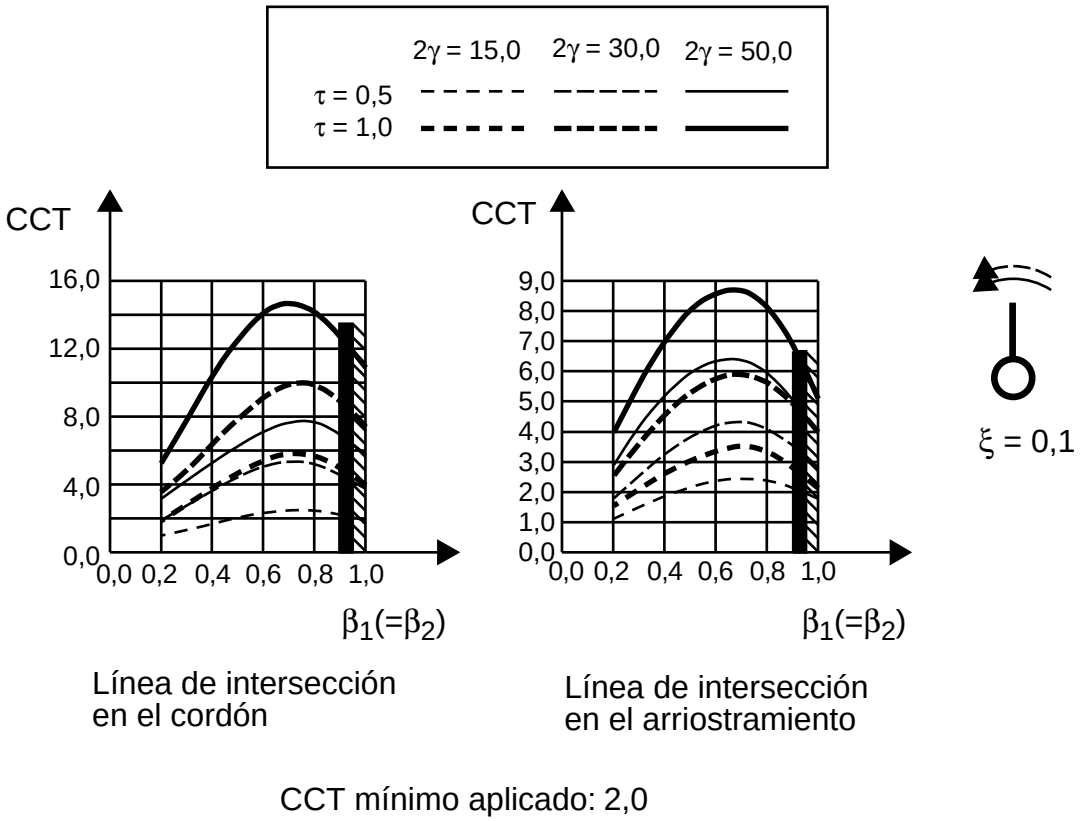


Figura 14 Coeficientes de la concentración de tensiones para uniones en X entre secciones huecas circulares, sujetas a momentos flectores fuera del plano



CCT mínimo aplicado: 2,0

Figura 15 Coeficientes de la concentración de tensiones para uniones en K con separación entre secciones huecas circulares, sujetas a momentos flectores fuera del plano

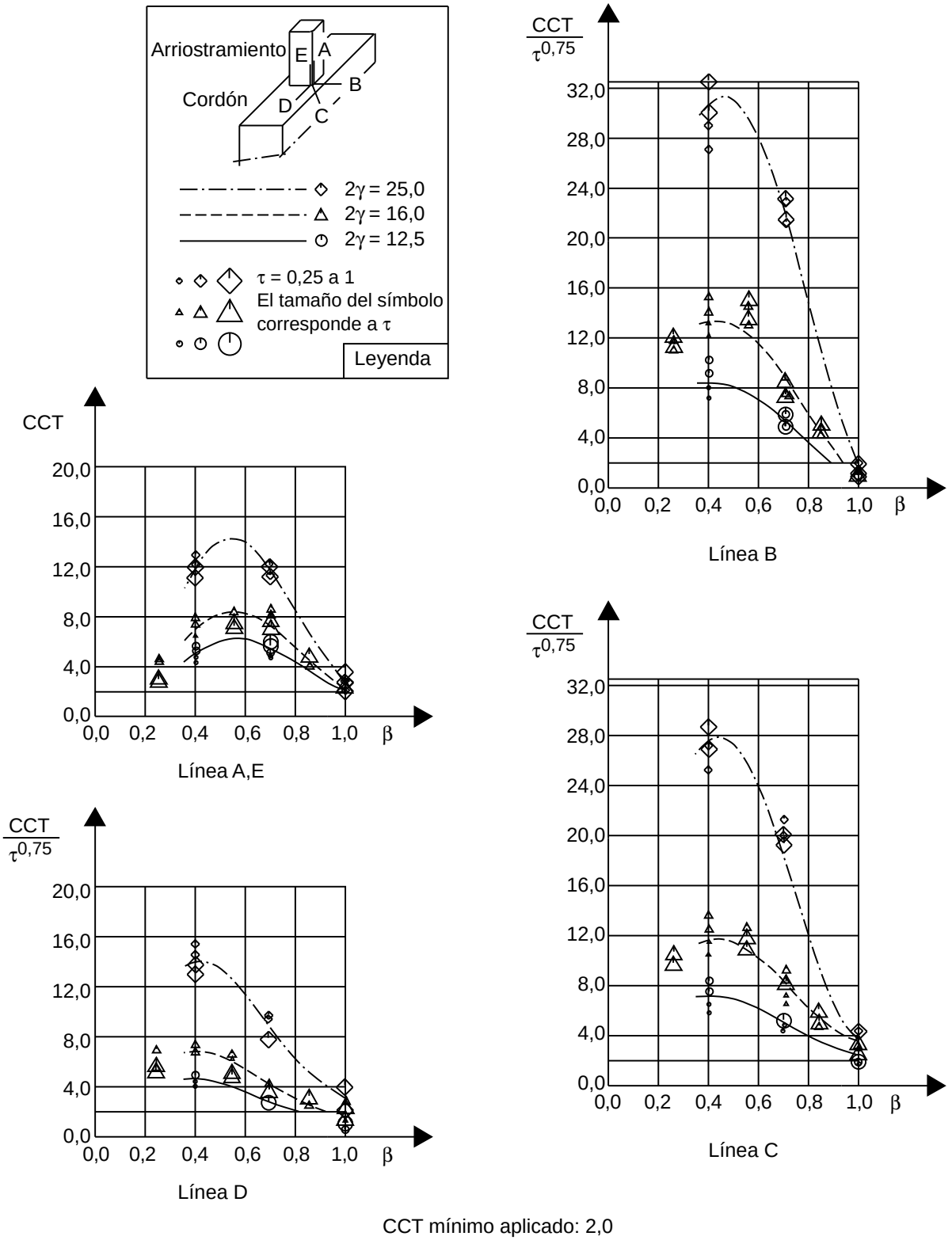


Figura 16 Coeficientes de la concentración de tensiones para uniones en T y en X entre secciones huecas cuadradas, sujetas a una fuerza axial que actúa sobre la barra del arriostramiento (las fórmulas paramétricas se comparan con los cálculos según el método F.E)

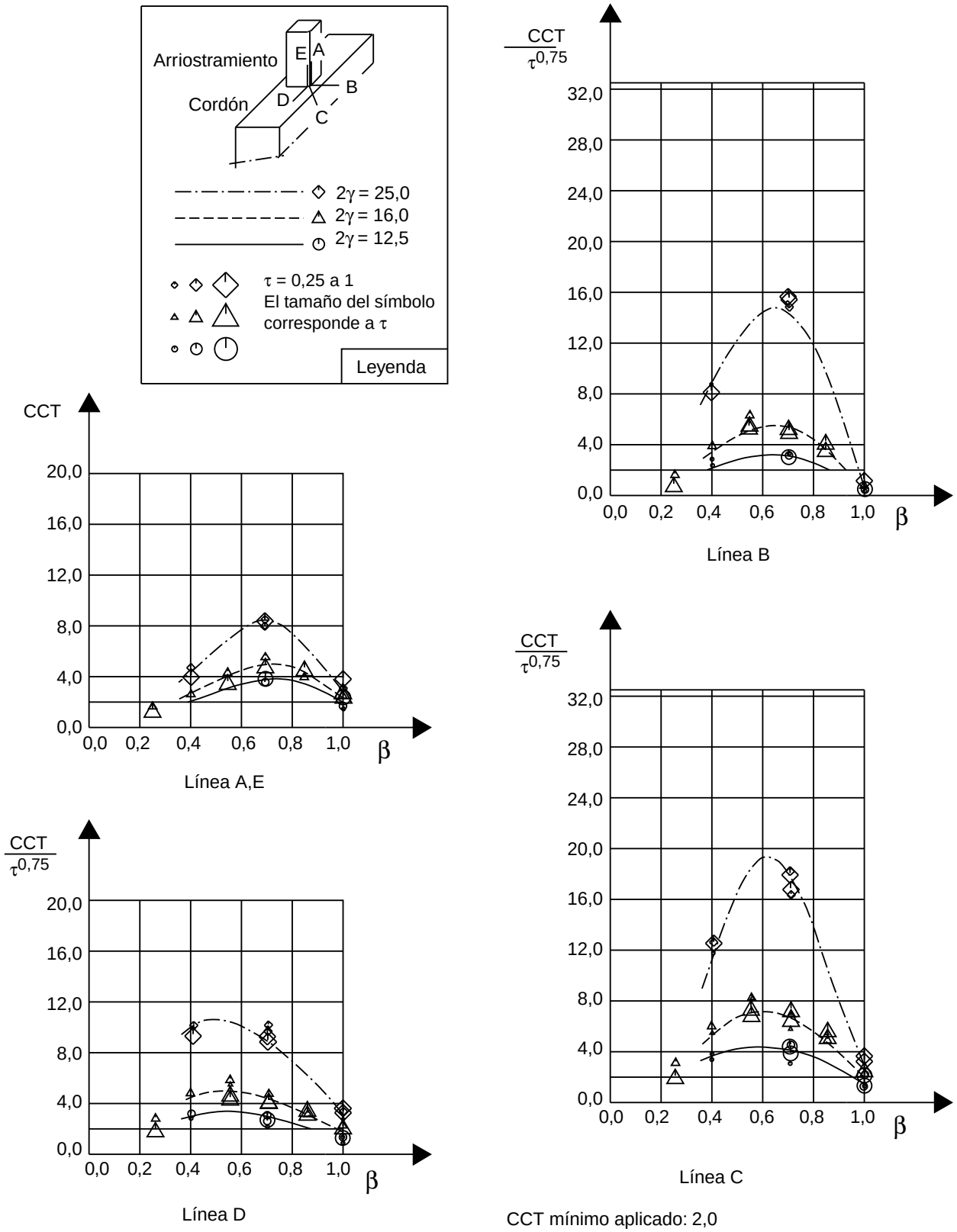


Figura 17 Coeficientes de la concentración de tensiones para uniones en T y en X entre secciones huecas cuadradas, sujetas a un momento flector en el plano que actúa sobre la barra del arriostramiento

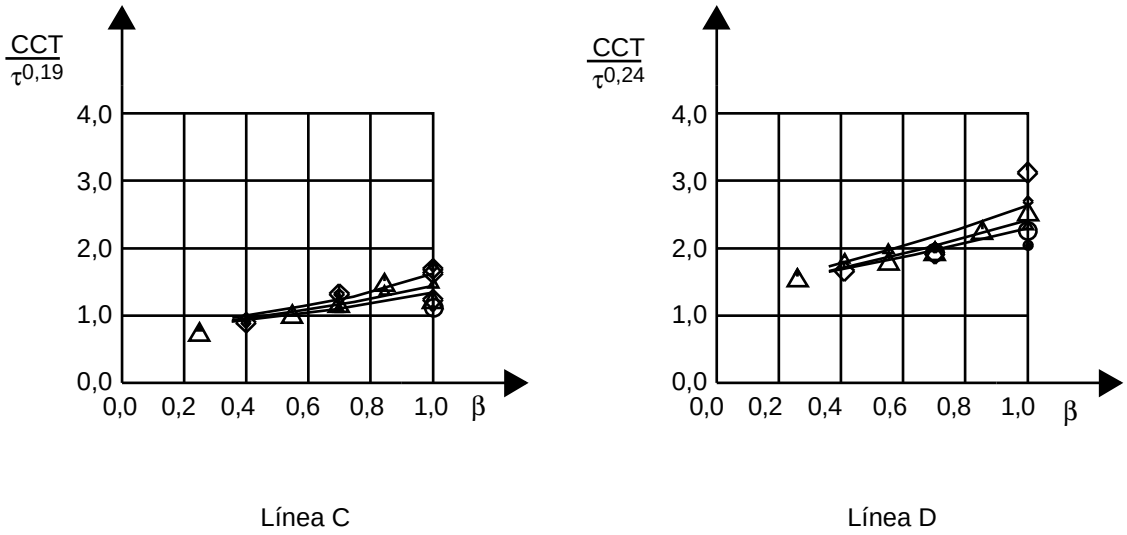


Figura 18 Coeficientes de la concentración de tensiones para uniones en T y en X entre secciones huecas cuadradas, sujetas a un momento flector dentro del plano o a una fuerza axial que actúa sobre el cordón

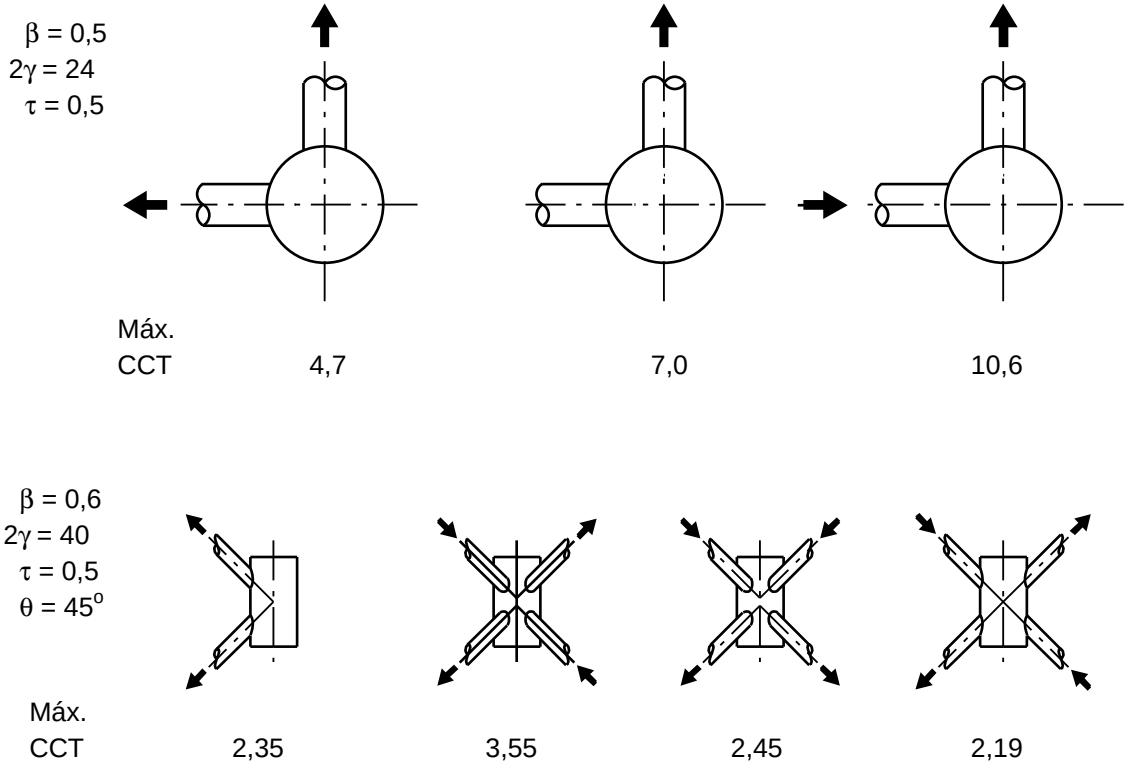


Figura 19 Efecto de la carga multiplanar sobre el CCT

5. MÉTODO DE CLASIFICACIÓN

El método de clasificación su utiliza únicamente para uniones tipo N y K cargadas axialmente de secciones huecas tubulares y rectangulares, puesto que la variación del coeficiente de concentración de tensiones es demasiado grande para otros tipos de uniones.

En principio, las clases deberían constituir un límite inferior, definido por la curva de referencia básica para el rango de tensión geométrica dividido por los coeficientes de concentración de tensiones que sea posible obtener dentro del campo de validez. La clasificación se basa en un análisis de resultados de pruebas relevantes, teniendo en cuenta el parámetro τ y utilizando un límite inferior. En este enfoque se combinan en cierta medida los efectos de otros parámetros influyentes y los efectos del espesor.

La multiplicación de la clase por un coeficiente de concentración de tensiones mínimo de 2,0 proporciona valores que superan con creces los de la curva de referencia básica para la tensión geométrica, incluso si se incorpora el efecto del espesor. Por otra parte, no es posible comparar los dos enfoques directamente, puesto que las pendientes son diferentes, es decir, para el método de clasificación se adopta una constante de la pendiente fija de m = 5.

A pesar de que el Eurocódigo 3 [1] proporciona el campo de validez que se muestra en la tabla 2, sería mejor modificar algunos de los límites, es decir,

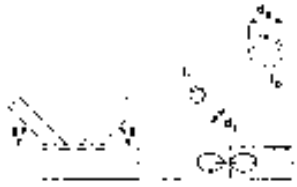
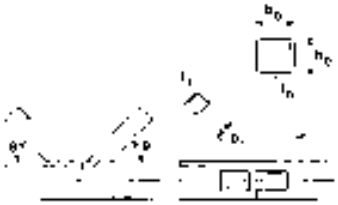
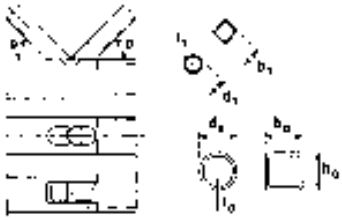
$4 \leq t_o$ o $t_1 \leq 8$ mm en lugar de t_o o $t_1 \leq 12{,}5$ mm

$b_o/t_o \cdot t_1$ o $d_o/t_o \cdot t_1 \leq 100$ en lugar de b_o/t_o o $d_o/t_o \leq 25$

Estos límites muestran una concordancia más satisfactoria con los resultados de las pruebas sobre las que se ha basado este método de clasificación.

En vista de estos comentarios surge la pregunta: “¿Por qué se ha adoptado el método de clasificación?” En el momento de redactarse el borrador de el Eurocódigo 3, no se disponía de evidencias suficientes para los coeficientes de concentración de tensiones de las secciones huecas. Además, muchos proyectistas no están familiarizados con el concepto de la tensión geométrica. Por lo tanto, muchos países prefirieron el método de clasificación.

El cálculo es muy simple, puesto que el proyectista determina los rangos de tensión nominales en el refuerzo mediante uno de los métodos descritos en el apartado 2, considerando los coeficientes para los momentos de flexión secundarios y el coeficiente γ_M relevante. La clase calculada proporciona la curva $\Delta\sigma$-N y se puede determinar la vida a la fatiga.

Categoría de detalle para uniones de las vigas de celosía			
Categoría detalle m = 5	Detalle constructivo		Descripción
90	$t_o/t_i \geq 2{,}0$		Uniones a tope (con intersticio) Secciones tubulares, uniones en N y en K
45	$t_o/t_i \geq 1{,}0$		
71	$t_o/t_i \geq 2{,}0$		Uniones a tope (con intersticio) Secciones huecas rectangulares, uniones en N y en K Requisitos • $0{,}5(b_o-b_i) \leq g \leq 1{,}1(b_o-b_i)$ • $g \geq 2t_o$
36	$t_o/t_i \geq 1{,}0$		
71	$t_o/t_i \geq 1{,}4$		Uniones con recubrimiento Uniones en K Requisitos • recubrimiento entre el 30% y el 100%
56	$t_o/t_i \geq 1{,}0$		
71	$t_o/t_i \geq 1{,}4$		Uniones con recubrimiento Uniones en N
50	$t_o/t_i \geq 1{,}0$		

Requisitos Generales

$t_o, t_i \leq 12{,}5$ mm	$35° \leq \theta \leq 50°$	$b_o/t_o \leq 25$
$0{,}4 \leq b_i/b_o \leq 1{,}0$	$0{,}25 \leq d_i/d_o \leq 1{,}0$	$b_o/t_o \leq 25$
$b_o \leq 200$ mm	$d_o \leq 300$ mm	$-0{,}5d_o \leq e \leq 0{,}25d_o$
$-0{,}5h_o \leq e \leq 0{,}25h_o$		

Excentricidad fuera de plano: $\leq 0{,}02b_o$ o $\leq 0{,}02d_o$

Los cordones de soldadura se permiten en los refuerzos con espesores de pared ≤ 8 mm

- Para valores intermedios de t_o/t_i, use la interpolación lineal entre las categorías de detalle más próximas
- Observe que los cordones y los refuerzos precisan de evaluaciones de la fatiga independientes

Nota con relación a los Requisitos Generales:

Utilice preferiblemente $4 \leq t_o$ o $t_1 \leq 8$ mm en lugar de ≤ 12,5 mm

Utilice preferiblemente $b_o/t_o \cdot t_1$ o $d_o/t_o \cdot t_1 \leq 100$ mm en lugar de b_o/t_o o $d_o/t_o \leq 25$

Tabla 2 Clases para el método de clasificación

6. REQUISITOS GENERALES PARA LAS SOLDADURAS

Las conexiones en las uniones soldadas han de hacerse a lo largo de la totalidad del perímetro de las secciones huecas mediante una soldadura con penetración total, una soldadura con penetración parcial, un cordón de soldadura o una combinación de éstas. Se deben utilizar soldaduras con penetración total si:

- El refuerzo tiene un espesor de pared superior a 8 mm.
- El ángulo en el borde de la soldadura es superior a 120°
- En el caso de las uniones situadas entre secciones huecas cuadradas o rectangulares con ß = 1,0, tan sólo es posible utilizar cordones de soldadura en la cara del refuerzo perpendicular al eje del cordón. Por lo tanto, las caras paralelas al eje del cordón deben soldarse mediante soldaduras a tope con penetración total.

Debe prestarse atención a la selección adecuada tanto de los materiales como del proceso de soldadura. Con el fin de evitar el agotamiento de la soldadura bajo cargas estáticas, el espesor de la garganta de los cordones de soldaduras, para aceros de hasta S355, es igual o mayor que el espesor de la pared del refuerzo ($a \geq t_1$).

La soldadura debería comenzar en la mitad de las caras. Si la soldadura de las uniones comienza en las esquinas del refuerzo, la resistencia a la fatiga se deteriora. Este hecho puede producir una disminución por un coeficiente de 2 en el rango de tensión.

7. RESUMEN FINAL

Para el método de la tensión geométrica y para el método de clasificación:

- El diseño de la estructura ha de efectuarse cuidadosamente, considerando los efectos de los momentos de flexión secundarios.
- Cuando se utiliza el modelo E.F., resulta necesario considerar adecuadamente los elementos y las mallas, así como la calibración con los resultados de las pruebas. Las tensiones geométricas deben extrapolarse al borde de la soldadura de una manera normalizada.
- Las fórmulas de los coeficientes de concentración de tensiones se deben utilizar dentro de su rango de validez. Por ejemplo, las fórmulas para uniones uniplanares no pueden utilizarse para cargas multiplanares.
- Los cordones de soldadura muestran coeficientes de concentración de tensiones mayores en el refuerzo que las soldaduras a tope.
- En el caso de las uniones en T y en X cargadas axialmente, los coeficientes de concentración de tensiones más elevados se producen para ratios de ß medios (0,5 a 0,6)
- El método de clasificación y el enfoque de la tensión geométrica todavía no son consistentes.
- La soldadura de las secciones huecas no debe comenzar en los emplazamientos que presenten elevadas concentraciones de tensión, por ejemplo no deben comenzar en las esquinas de las secciones huecas rectangulares o cuadradas, pero sí en la mitad de las caras.

8. BIBLIOGRAFÍA

[1] Eurocódigo 3: “Design of Steel Structures”: ENV 1993-1-1: ENV 1993-1-1: ENV 1993-1-1: Part 1, General rules and rules for buildings, CEN, 1992.

[2] Romeijn, A., Puthli, R.S., Wardenier, J.: “Finite element modelling of multiplanar joint flexibility in tubular structures”, Proceedings ISOPE ‘92, San Francisco, U.S.A.

[3] Efthymiou, M.: “Development of SCF formulae and generalised influence functions for use in fatigue analysis”, Offshore Tubular Joints Conference (OTJ ‘88), UEG Offshore Research, Englefield Green Near Egham, U.K., 1988.

[4] Van Wingerde, A.M.: “The fatigue behaviour of T- and X-joints made of square hollow sections”, Ph.D. thesis, Delft University of Technology.

[5] Mang, F., Herion, S., Bucak, Ö., Dutta, D.: “Fatigue behaviour of K-joints with gap and with overlap made of rectangular hollow sections”, p. 297-310 of Proceedings “Tubular Structures”, edited by E. Niemi and P. Mäkeläinen.

9. BIBLIOGRAFÍA ADICIONAL

1. Dutta, D., Mang, F., Wardenier, J.: “Fatigue behaviour of welded hollow section joints”, CIDECT Monograph No. 7.

2. “Design of tubular joints for offshore structures”, vol. 1, 2 and 3, UEG publication UR33.

3. Romeijn, A., Puthli, R.S., Wardenier, J.: “The flexibility of uniplanar and multiplanar joints made of circular hollow sections”, Proceedings ISOPE ‘91, Edinburgh, U.K.

ESDEP TOMO 14
DISEÑO PARA FATIGA

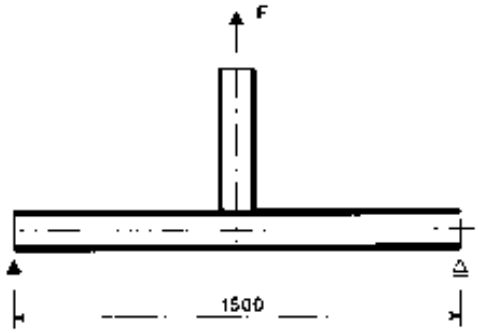
Problema resuelto 14.3 (i) y (ii): Determinación de la Resistencia a la Fatiga de Uniones de Sección Hueca Mediante el Método de la Tensión Geométrica/Determinación de la Resistencia a la Fatiga de Uniones de Sección Hueca de Acuerdo con Eurocódigo 3 Mediante el Método de Clasificación

Referencia

1. DETERMINACIÓN DE LA RESISTENCIA A LA FATIGA DE UNIONES DE SECCIÓN HUECA MEDIANTE EL MÉTODO DE LA TENSIÓN GEOMÉTRICA

Unión en T en secciones huecas cuadradas, fabricadas en S275.

EC3 Pt 1.1



Cordón: 200 x 200 x 12,5, A_o = 8973 mm^2, W_{elo} = 513444 mm^3, 1_o = 1500 mm

Refuerzo: 140 x 140 x 5, A_1 = 2661 mm^2, W_{el1} = 114711 mm^3
β = 140/200 = 0,7; 2γ = 200/12,5 = 16; τ = 5/12,5 = 0,40.

tal y como se definió en la lección 14.4.2, figura 1.

Soldadura: El refuerzo tiene un espesor de 5 mm y, por lo tanto, se supone un cordón de soldadura con a = 5 mm.

Problema: Determinar el campo del esfuerzo axial nominal para el proyecto de una unión en T a 2×10^6 ciclos para una carga de amplitud constante.

Coeficiente de seguridad: Dependiendo del reglamento en práctica, se debe aplicar un coeficiente de seguridad a la carrera de la tensión geométrica o a la vida a la fatiga. En este ejemplo, se supone que la unión en T es segura ante el agotamiento (el agotamiento de la unión no produce el agotamiento de la totalidad de la estructura). Se supone que la accesibilidad a la unión es deficiente. De acuerdo con Eurocódigo 3, se debe aplicar un coeficiente parcial de seguridad de 1,15 a la carrera de la tensión geométrica (véase la tabla 3, lección 14.4.11.

Tabla 9.3.1

Una tensión axial en el refuerzo σ_{a1} ocasiona una tensión de flexión en el cordón en la cara del refuerzo de:

Referencia

$$\sigma_{mo} = \sigma_{a1} \cdot \frac{A_1 (l_o - b_1)}{4 W_{el\,o}}$$

Por lo tanto, la tensión del punto crítico total se convierte en:

$\Delta\sigma = \Delta\sigma_{a1}$ (CCT_{a1} + CCT_{mo} $\frac{A_1(l_o - b_1)}{4 W_{el\,o}}$) en este caso: $\Delta\sigma = \Delta\sigma_{a1}$ (CCT_{a1} + 1,76 CCT_{m0}).

A continuación, se tabulan los coeficientes de concentración de tensiones y el ratio entre la tensión del punto crítico total y la tensión axial nominal en el refuerzo para las líneas B, C y D del cordón y las líneas A y E (combinadas) del refuerzo; en la figura 16 de la lección 14.4.2 se definen las líneas de la A a la E. Los coeficientes de la concentración de tensiones pueden calcularse mediante fórmulas o tomarse de las figuras 16 y 18.

Coeficientes de concentración de tensiones de la unión en T en cuestión:			
LÍNEA	FUERZA AXIAL EN EL REFUERZO CCT_{a1}	MOMENTO FLECTOR EN EL CORDÓN CCT_{m0}	$\Delta\sigma/\sigma_{a1}$
A, E	10,26[1)]	-	10,26
B	4,50	-	4,50
C	4,27	0,99	6,01
D	2,11	1,64	5,00

1) El coeficiente de concentración de tensiones en el refuerzo (líneas A, E) se multiplica por 1,4 como corrección para el tipo de soldadura.

El $\Delta\sigma$ básico a 2×10^6 ciclos es 90 N/mm^2 con un perfil de la soldadura aceptable.

El $\Delta\sigma$ a 2×10^6 ciclos puede determinarse, bien a partir de las líneas $\Delta\sigma$-N de la figura 7 de la lección 12.4.1, bien a partir de las ecuaciones relevantes (véase la ecuación (5) de la lección 14.4.1). 9.6.3(2)(a)

Refuerzo: t = 5,0 mm: $\Delta\sigma = 90\ (16/5{,}0)^{0{,}11 \log(2 _ 10^6)} = 201$ N/mm^2

Referencia

Cordón: t = 12,5 mm: $\Delta\sigma = 90\ (16/12{,}5)^{0{,}11\log(2_10^6)} = 106\ N/mm^2$

Debido al menor espesor de la pared del refuerzo, el $\Delta\sigma$ a $N_f = 2 \times 10^6$ es casi el doble de que el del cordón.

Se ha aplicado un coeficiente de seguridad de 1,15 sobre $\Delta\sigma$, de manera que los valores anteriores se modifican de la siguiente manera:

201/1,15 = 175 y 106/1,15 = 92 para el refuerzo y el cordón, respectivamente.

F_{campo} (cordón) = $2661 \times 92/6{,}01 = 40{,}7 \times 10^3$ N = 40,7 kN

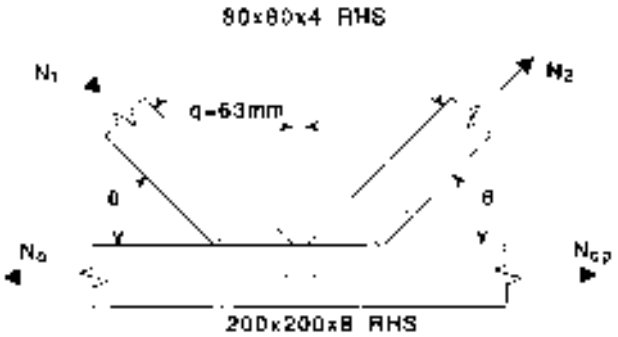
F_{campo} (refuerzo) = $2661 \times 175/10{,}26 = 45{,}4 \times 10^3$ N = 45,4 kN

El valor inferior = 40,7 kN

Referencia

2. DETERMINACIÓN DE LA RESISTENCIA A LA FATIGA DE UNIONES DE SECCIÓN HUECA DE ACUERDO CON EUROCÓDIGO 3 MEDIANTE EL MÉTODO DE CLASIFICACIÓN

Unión en K bajo carga axial



ángulo: $\theta = 50°$
separación: g = 63 mm
excentricidad : e = o
soldadura: cordón de soldadura, a = 4 mm

EC3 Parte 1.1 9.6.2.2

La geometría se ajusta a los requisitos, tanto generales como específicos, de la tabla 9.8.7 de EC3.

Tabla 9.8.7

Barra del cordón: RHS $200 \times 200 \times 8{,}0$ $A_0 = 5842\ mm^2$

Barra de refuerzo: RHS $80 \times 80 \times 4{,}0$ $A_1 = 1200\ mm^2$

Carga: $\Delta N_1 = 32$ kN

$\Delta N_2 = 32$ kN

$\Delta N_0 = 275$ kN

$N = 2 \times 10^6$ ciclos

Coeficientes de seguridad: Lado de la acción: $\gamma_{Ff} = 1{,}0$

Lado de resistencia: $\gamma_{Mf} = 1{,}0 \rightarrow$ de acuerdo con la tabla 2 de la lección 14.4.1 (“seguro ante la ruina” e intervalo de la inspección periódica).

9.3.2(4)
Tabla 9.3.1

Resistencia a la fatiga de acuerdo con la clase del método de clasificación para las uniones (véase la tabla 2, lección 14.4.2).

Unión en K con separación; $t_0/t_1 = 2{,}0$
$\Delta\sigma_R = 71\ N/mm^2$ en 2×10^6 ciclos

Tabla 9.8.7

Verificación:

Referencia

El tipo de unión de la tabla 9.6.4 es Unión con separación, tipo K

(1) Barra de refuerzo

Tabla 9.6.4

Coeficiente para considerar los efectos de los momentos flectores secundarios y de la rigidez: 1,5

$\Delta\sigma = 1{,}5\Delta \times N_1/A_1 = 1{,}5 \times 32 \times 1000/1200 = 40{,}0\ N/mm^2 \leq 71\ N/mm^2$

Tabla 9.6.4

(2) Barra del cordón

Coeficiente para considerar los efectos de los momentos flectores secundarios y de la rigidez: 1,5

$\Delta\sigma = 1{,}5 \times \Delta N_o/A_o = 1{,}5 \times 275 \times 1000/5842 = 70{,}6\ N/mm^2 \leq 71\ N/mm^2$

(para una verificación adicional de la clase de las uniones, consúltese la tabla 2, lección 14.4.2).

ESDEP TOMO 14
DISEÑO PARA FATIGA

Lección 14.5: Técnicas de Mejora en Uniones Soldadas

OBJETIVOS/CONTENIDO

Introducir las técnicas para la mejora de las soldaduras que se utilizan más habitualmente, así como sus efectos sobre el rendimiento ante la fatiga de las uniones soldadas.

CONOCIMIENTOS PREVIOS

Lección 14.1:	Introducción Básica a la Fatiga
Lección 14.2:	Introducción Avanzada a la Fatiga

LECCIONES AFINES

Lección 14.3:	Efecto del Trabajo Manual sobre la Resistencia a la Fatiga de la Soldadura Longitudinal y Transversal

RESUMEN

Esta lección introduce las técnicas de mejora fundamentalmente como medidas correctivas para las estructuras soldadas. Los análisis iniciales de las razones que explican el rendimiento insatisfactorio ante la fatiga de las uniones soldadas conduce a un sistema de clasificación de los métodos de mejora. A continuación se describen y evalúan los diferentes métodos que se utilizan en la práctica. Los métodos descritos son:

- El perfil mejorado de la AWS
- La utilización de electrodos especiales
- Rectificado
- La refusión del borde de la soldadura
- Repaso con electrodo de wolframio en gas inerte (TIG)
- Repaso con fundente
- Martillado
- Granallado

Se ofrece de manera resumida asesoramiento relativo a las reglas del diseño; se resalta la necesidad de una mejora en el asesoramiento y en las normas del diseño.

1. INTRODUCCIÓN

1.1 Generalidades

Normalmente, todas las soldaduras localizadas en una estructura representan un punto débil, tanto en lo relativo a la rotura frágil como a la resistencia a la fatiga. La baja resistencia a la fatiga de las uniones soldadas es un factor limitador para el diseño de estructuras más eficaces, debido especialmente al hecho de que normalmente la resistencia a la fatiga no aumenta con la resistencia estática. La mejora del rendimiento ante la fatiga de las estructuras soldadas puede conseguirse de diferentes maneras, tales como:

- Un buen diseño de los detalles, por ejemplo sustituir una unión perteneciente a una clase inferior por otra que presente una mayor resistencia a la fatiga.
- Mejorando la resistencia a la fatiga de la unión mediante la utilización de un método de mejora.

Normalmente, los métodos de mejora se utilizan como medidas correctivas para prolongar la vida a la fatiga de las soldaduras que han fallado prematuramente y han sido reparadas. También se utilizan para prolongar la vida de aquellas soldaduras en las que el seguimiento de la carga de servicio ha demostrado que en realidad están soportando una carga mucho mayor que la que se asumió durante la fase de diseño.

El incentivo para la aplicación de los métodos de mejora consiste en hacer que una unión soldada mejorada se comporte como un componente débilmente entallado, tal y como se muestra en la figura 1.

La utilización de tensiones admisibles más elevadas para las uniones soldadas fabricadas en aceros de resistencias más altas también entraña otros beneficios: se reduce el efecto del espesor sobre la fatiga, lo cual supone una reducción adicional del peso en comparación con una unión de acero de menor resistencia que tenga la misma resistencia al aplastamiento causado por la carga. Una reducción en el tamaño de la sección en general también mejora las propiedades de rotura frágil de la unión. Es posible que los menores costes de soldadura, manejo y montaje compensen parcialmente el aumento en los gastos del trabajo de taller producto de los métodos de mejora.

En esta lección se enfatiza el grado de mejora de la resistencia a la fatiga que es posible obtener mediante la utilización de las diferentes técnicas de mejora. No obstante, desde un punto de vista práctico, es posible que otras consideraciones tales como el coste y la fiabilidad (control de calidad) del tratamiento sean importantes. Al final de esta lección se discuten brevemente varios aspectos relacionados con los costes y con el control de calidad.

1.2 El Potencial para la Mejora de la Resistencia a la Fatiga

Con el fin de comprender todo el potencial de los métodos de mejora para la vida a la fatiga, resulta de gran utilidad atender a las

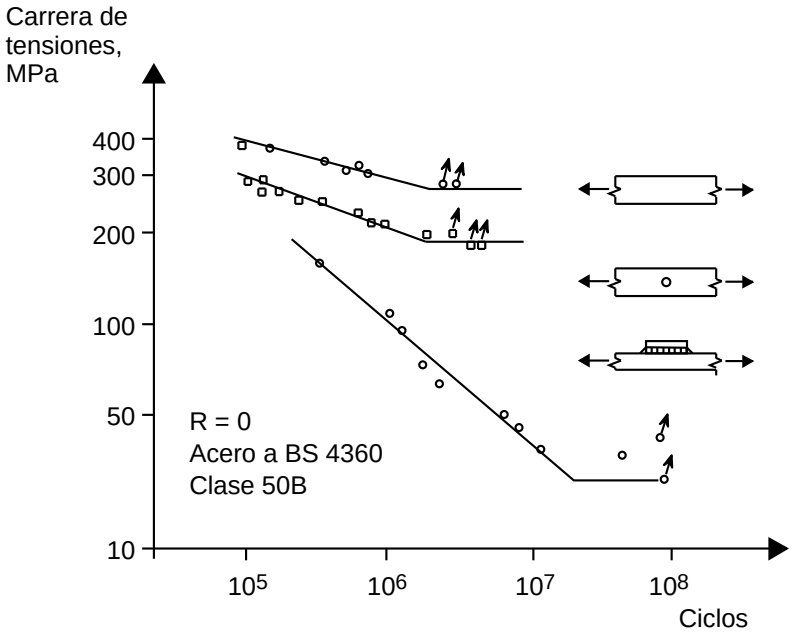


Figura 1 Relación entre el límite de endurancia y la resistencia a la rotura por tracción mostrada para algunos componentes

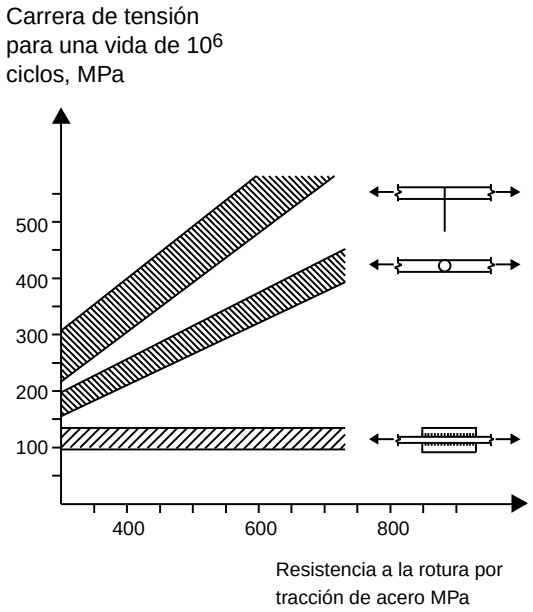
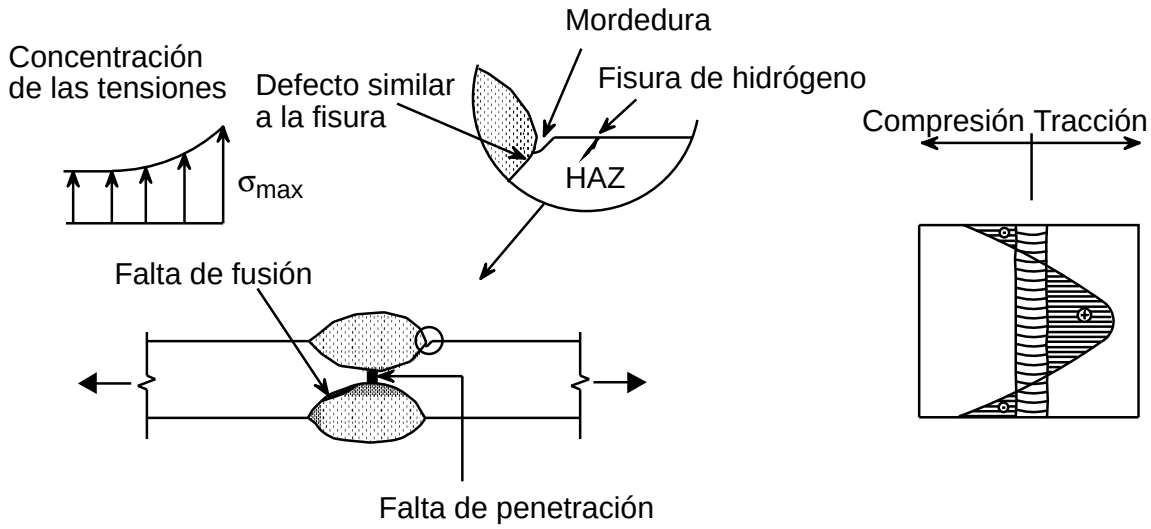


Figura 2 Valores de resistencia a la fatiga a R=-1 correspondientes a componentes con entalladura, con entalladura pequeña y soldados, en función de la resistencia de los aceros

razones del comportamiento insatisfactorio ante la fatiga que muestran las uniones soldadas. En la figura 2 se ilustra la baja resistencia a la fatiga de las uniones soldadas, en comparación con otros componentes entallados. Las uniones soldadas difieren de varias maneras de otros componentes entallados, incluso si los coeficientes de concentración de tensiones elásticas K_t son similares. Es importante identificar los factores principales que tienden a reducir la vida a la fatiga con el fin de escoger métodos eficaces para la mejora del rendimiento ante la fatiga. Las diferencias principales entre componentes entallados, soldados y no soldados, son:

(a) *Perfil de la entalladura y defectos*: Generalmente la entalladura geométrica de la zona del borde de la soldadura, que normalmente constituye el área más crítica ante la fatiga, es menos uniforme que las entalladuras de un componente labrado (véase la figura 3). Además, las uniones soldadas contienen una serie de defectos, la mayoría de los cuales comienzan a propagarse en forma de fisuras de fatiga cuando la estructura está sometida a cargas dinámicas, reduciendo o eliminando por lo tanto la etapa de iniciación de las fisuras de la vida a la fatiga.



(a) 1 -Defecto similar a la fisura, 2 -mordedura, 3 -fisura de hidrógeno, 4 -falta de fusión, 5 -falta de penetración

(b) Campo de tensiones transversales residuales a lo largo del cordón

Figura 3 Factores que afectan a la vida a la fatiga de uniones soldadas

(b) *Alteraciones metalúrgicas en el material base*: El material del área afectada por el calor (HAZ), donde es probable que se inicie y propague la fisura de fatiga, sufre alteraciones metalúrgicas que pueden afectar a las propiedades locales ante la fatiga. Así pues, el material reblandecido situado en el HAZ de un acero de mayor calidad, cuya alta resistencia se haya obtenido mediante un tratamiento termomecánico, puede limitar la resistencia a la fatiga que resulte posible obtener mediante la aplicación de las técnicas de mejora.

(c) *Las tensiones residuales* se establecen en las proximidades de la soldadura y en la misma soldadura debido a la contracción del metal de soldeo a medida que se enfría hasta la temperatura ambiente. Estas tensiones residuales locales debidas a la soldadura, que pueden alcanzar la magnitud de la tensión de fluencia, afectan a las propiedades ante la fatiga de la misma manera en que lo hacen las cargas medias impuestas desde el exterior, es decir, una tensión residual de tracción reduce la vida a la fatiga, mientras que una tensión de compresión la aumenta. En la figura 3(b) se muestra la distribución de las tensiones residuales transversales en una chapa soldada de perfil simple.

Las tensiones residuales no se producen únicamente como consecuencia de las deformaciones térmicas asociadas al proceso de soldadura y enfriamiento subsiguiente. Las tensiones residuales globales o de largo alcance se introducen en una estructura cuando se ajustan elementos a la fuerza debido a que no encajan bien, se produce una dilatación térmica no uniforme o se utiliza la dilatación restringida. Las tensiones de largo alcance actúan sobre grandes áreas y, debido a ello, no se relajan mediante las cargas máximas en la concentración de tensiones o mediante tratamiento local. Su magnitud es normalmente inferior a la de las tensiones de soldadura.

(d) *Efectos del entorno*: Un entorno corrosivo puede ejercer un fuerte efecto adverso sobre la vida a la fatiga. Normalmente, bajo condiciones de corrosión libre en agua marina, la vida a la fatiga de uniones soldadas normales se reduce por un coeficiente de dos o de cuatro. Pese a ello, la prevención de la corrosión mediante protección catódica o revestimientos de protección, que puede recuperar las propiedades de fatiga en el aire de las uniones soldadas, no se considera como un método de mejora en sí, ya que la protección frente a la corrosión forma parte de las prácticas habituales para la construcción y funcionamiento de las plataformas petrolíferas.

2. MÉTODOS DE MEJORA - PRINCIPIOS OPERATIVOS

La baja resistencia a la fatiga de las conexiones soldadas se atribuye normalmente a que el período de iniciación de las fisuras es muy corto, generalmente del 10% al 30% de la vida total, dependiendo del método de observación y definición de la fisura inicial. Cuando se compara este período con el período de iniciación de las fisuras superior al 90% que se observa normalmente en las probetas lisas probadas a tensiones reducidas, resulta evidente que hay un amplio margen para un aumento sustancial de la vida mediante el retraso de la iniciación de las fisuras. Las maneras principales de conseguir este aumento son:

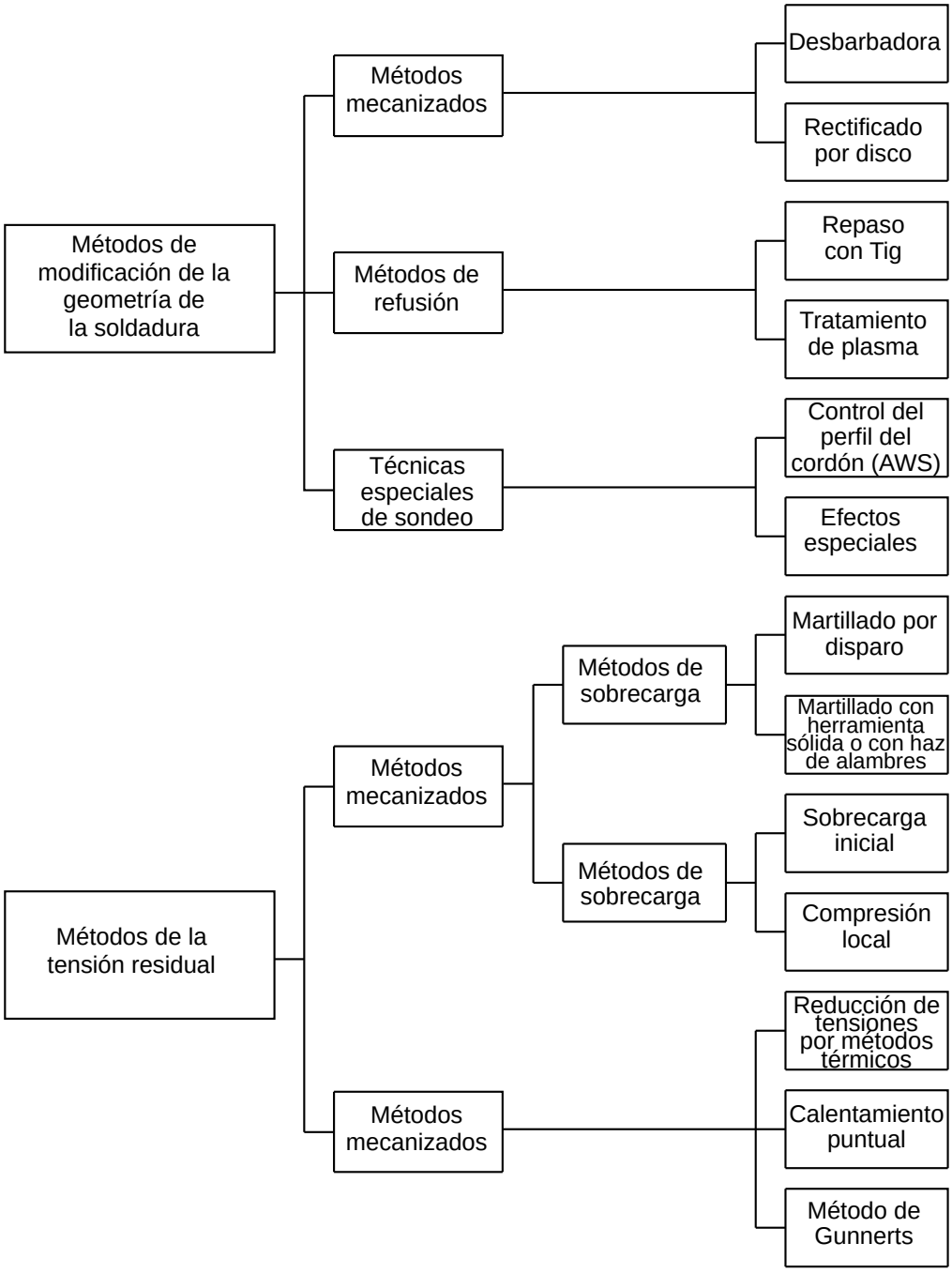


Figura 4 Clasificación de algunos métodos de mejora de la soldadura

(a) Reducir el coeficiente de concentración de tensiones de la soldadura.

(b) Eliminar los defectos con forma de fisura del borde de la soldadura.

(c) Eliminar las perjudiciales tensiones residuales a tracción por soldeo o introducir tensiones de compresión.

Puesto que tanto (a) como (b) conllevan la alteración de la geometría local, los métodos para la mejora de las soldaduras pueden clasificarse en dos amplias categorías:

(1) Métodos de modificación de la geometría de la soldadura

(2) Métodos de la tensión residual.

En la figura 4 se ofrece una lista de varios métodos que han sido investigados [1,2]. La tabla 1 presenta una evaluación de los métodos para la mejora que se utilizan actualmente en la práctica, junto con cierta información, cuando la hay disponible, relativa a los costes. Además, en los últimos años se han probado otros dos métodos; la ranuración con agua y la refusión por láser. No obstante, estos dos métodos son todavía en gran parte experimentales y, que se sepa, no han sido utilizados en la industria. Los métodos siguientes han alcanzado una etapa más madura en el sentido de que se han utilizado en aplicaciones industriales:

(1) Rectificado del borde de la soldadura, utilizando bien una rectificadora de disco o una desbarbadora rotativa.

(2) Refusión con electrodo de wolframio en gas inerte (TIG) de la zona del borde de la soldadura.

(3) Control del perfil de la soldadura, es decir, efectuar la soldadura de tal manera que el perfil global de la misma proporcione una baja concentración de tensiones y que el metal de soldadura se funda uniformemente con la chapa.

(4) Electrodos especiales con buenas características de mojado para proporcionar una geometría favorable del borde de la soldadura.

(5) Martilleado de la zona del borde de la soldadura.

(6) Granallado.

Los métodos del rectificado y de la refusión con electrodo de wolframio en gas inerte (TIG) pueden clasificarse como métodos de modificación de la geometría del borde de la soldadura, mientras que el martilleado y el granallado son técnicas que se basan en la tensión residual.

Es posible obtener mejoras especialmente importantes cuando se combinan técnicas de estos dos grupos.

GRUPO	MÉTODO	VENTAJA	DESVENTAJA	COMPA-RADOR DE COSTES
MÉTODOS DE MEJORA DE LA GEOMETRÍA	MÉTODOS DE RECTIFI-CADO Generalidades	Relativamente simple y fácil de llevar a cabo. Proporciona una gran mejora Relativamente simple de efectuar, barato. Simple en criterio de la sección (profundidad mín.. 0,5 por debajo de la superficie de la chapa o mordedura marginal).	Aplicable principalmente a uniones planares de las que se pueda esperar que fallen en el borde. Todas las técnicas de rectificado suponen un entorno de trabajo insatisfactorio debido al polvo y ruido. El acceso a la soldadura puede ser un factor limitador. Puede esperarse un aumento marginal para las uniones tubulares soldadas de gran tamaño debido al efecto de concentración de tensiones de la ranura.	
	Rectificado de la rebaba de perfil completo	Muy lento. Caro debido a los altos costes de la mano de obra y al elevado índice de desgaste de la herramienta.	Pueden esperarse grandes mejoras para todos los tipos de soldaduras.	20
	Rectificado con disco	Muy rápido en comparación con el rectificado con desbarbadora. Puede cubrir grandes áreas.	Las marcas de puntuación proporcionan mejoras menores que el rectificado con desbarbadora. El uso inadecuado puede introducir defectos importantes.	2
	MÉTODOS DE REFUSIÓN Generalidades Repaso con TIG Repaso con fundente	Son posibles grandes mejoras. Adecuado para la mecanización. Tan sólo es necesario un reducido esfuerzo físico. Barato Fácil de realizar debido al gran baño de fusión Mejora algo mayor que la del repaso con TIG	El operario necesita formación especial Es necesaria una cuidadosa limpieza de la chapa y de la soldadura. Puede producirse una elevada dureza en los aceros C-Mn debido a la baja aportación de calor. Menor dureza que el repaso con TIG Equipo pesado y voluminoso. La accesibilidad puede limitar su utilización	1 No procede
	MÉTODOS DE PERFILADO DE LA SOLDADURA	La mejora se introduce en el mismo proceso de la soldadura.	No se eliminan los defectos del borde de la soldadura.	

Tabla 1 Evaluación de los Métodos de Mejora

GRUPO	MÉTODO	VENTAJA	DESVENTAJA	COMPA-RADOR DE COSTES
	Generalidades mejorado de AWS general	Criterio de inspección bien definido (la “prueba de la moneda”) Adecuado para soldaduras de gran tamaño y uniones tubulares	Una dispersión muy grande en los resultados de las pruebas debida a la variación de la microgeometría en el borde de la soldadura. Las mejoras consistentes solo son posibles si este método se combina con otros, por ejemplo rectificado del borde, martillado o granallado.	No procede
	Electrodos especiales	Fácil de efectuar. Adecuado para uniones de pequeño tamaño-. Barato.	Mejora menor a la de, por ejemplo, rectificado o repaso con TIG.	No procede
	Generalidades	Son posibles grandes mejoras.	No es adecuado para aplicaciones de fatiga de ciclo pequeño. Los efectos beneficiosos pueden desaparecer bajo cargas de amplitud variable que impliquen cargas a compresión máximas.	
	Martillado	Son posibles mejoras muy importantes en soldaduras de baja calidad. Criterio de inspección simple (profundidad de ranura > 0,6mm).	Limitado únicamente al tratamiento del borde. Un martillado excesivo puede causar fisuración.	2
	Granallado	Procedimientos bien desarrollados para piezas de pequeño tamaño. Cubre áreas grandes. Métodos simples para el control de calidad. Mejora la resistencia a la fisuración por corrosión de tensión.	La aplicación practicable a estructuras de gran escala no está demostrada. Más apropiado para entalladuras suaves. La capa superficial deformada es muy fina; la corrosión puede eliminar rápidamente los efectos beneficiosos.	No procede

Tabla 1 Evaluación de los Métodos de Mejora (continuación)

3. ALGUNOS MÉTODOS DE MEJORA Y SU EFECTO SOBRE LA RESISTENCIA A LA FATIGA

3.1 Técnicas de Soldadura Mejoradas

El perfilado de la soldadura y la utilización de electrodos especiales constituyen métodos que forman parte integral del mismo proceso de soldadura. Estos métodos resultan atractivos desde un punto de vista de la fabricación debido a que no hay necesidad de utilizar otros tipos de equipos diferentes para el tratamiento final de la soldadura, lo que aumentaría los costes y complicaría el control de calidad.

3.1.1 El perfil mejorado de la AWS

En el Reglamento sobre Soldaduras Estructurales [3] de la American Welding Society (AWS), se busca un coeficiente bajo de concentración de tensiones mediante el control del perfil global de la soldadura, con el fin de obtener un perfil cóncavo y también mediante la exigencia de una transición gradual en el borde de la soldadura. Con el objeto de asegurar una soldadura aceptable, se utiliza la “prueba del disco” o la “prueba de la moneda”, que se muestran en la figura 5 tal y como las ha especificado la AWS. Si la soldadura no supera la prueba del disco, es necesario efectuar un rectificado correctivo en el borde de la soldadura o en las hendiduras situadas entre los cordones. Si se practica el control del perfil, el proyectista puede utilizar la curva X de la figura 6; en caso contrario debe utilizarse la curva X´ inferior.

3.1.2 Electrodos especiales

En programas de ensayos japoneses destinados a mejorar el comportamiento ante la fatiga de aceros de alta resistencia, con una resistencia a la fluencia de 500 a 800 MPa [4], se han utilizado electrodos con revestimientos desarrollados especialmente que presentan un buen mojado y buenas características de fluidez. Se tiene conocimiento de que estos electrodos han sido ampliamente utilizados en la construcción de puentes de acero de alta resistencia. Los electrodos proporcionan una transición uniforme en el borde de la soldadura y una reducción de los coeficientes de la concentración de tensiones calculados, generalmente del orden de 3 a 1,2-1,5 para los cordones de soldadura. Las mejoras registradas en las pruebas japonesas oscilaron entre el 50 y el 85%, produciéndose los mayores aumentos de la vida a la fatiga en el caso de los aceros de resistencia más elevada. No obstante, otras pruebas realizadas recientemente en

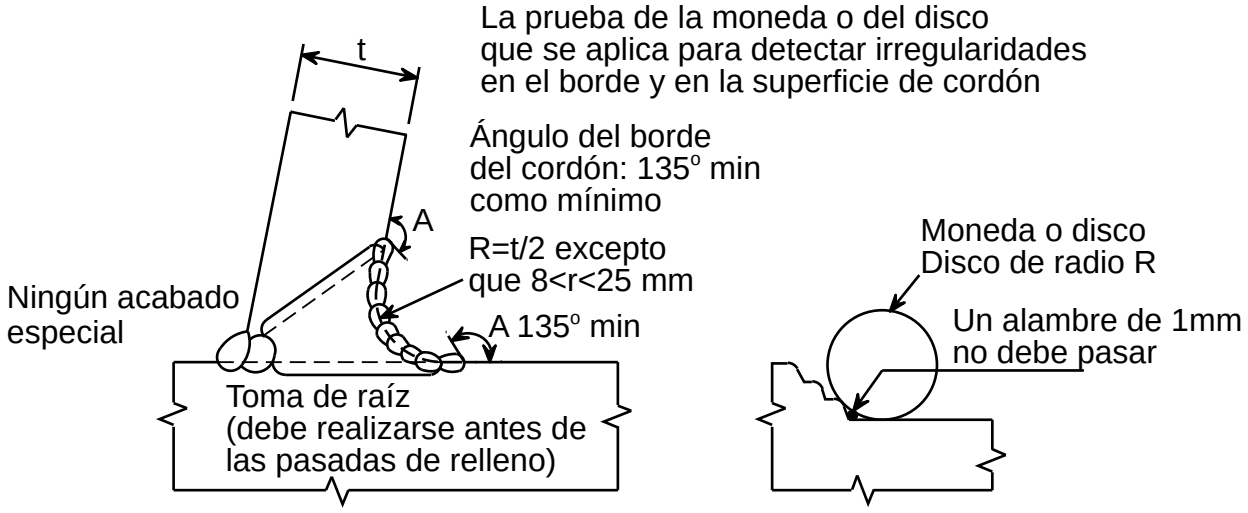


Figura 5 Las curvas de cálculo de la AWS/API con datos de ensayo

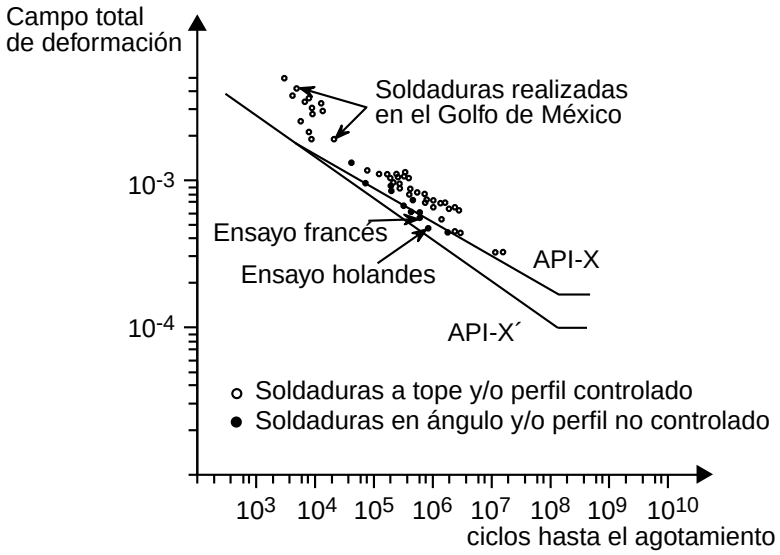


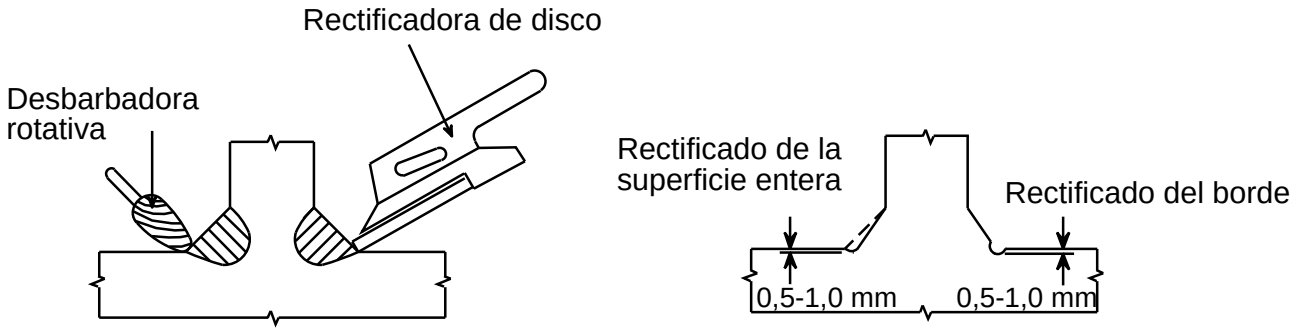
Figura 6 Las curvas de cálculo de la AWS/API con datos de ensayo

Noruega sobre uniones en T proporcionaron mejoras de aproximadamente un 25%. Las dudas principales acerca de los electrodos especiales surgen en torno a su utilización en el soldadura posicional, en el que la fluidez del material del alambre de aportación puede resultar una desventaja.

3.2 Rectificado

El rectificado (figura 7) puede efectuarse con una desbarbadora rotativa o rectificadora de disco, aunque la primera precisa de mucho más tiempo y, por lo tanto, eleva los costes. Con el fin de asegurar la eliminación de las inclusiones de escoria, el rectificado ha de extenderse hasta una profundidad mínima de 0,5 mm por debajo del fondo de cualquier mordedura marginal visible [5]. Normalmente el menor coeficiente de concentración de tensiones, así como la eliminación de defectos- con forma de fisura en el borde de la soldadura, se traducen en grandes aumentos de la vida a la fatiga, generalmente del 25 al 100% en las vidas largas (N > 1 millón de ciclos) (véase la figura 8 [6]). No obstante, la dispersión es grande, especialmente en el caso de rectificado con disco, que puede resultar difícil de efectuar en áreas confinadas; también es posible que un operario no experimentado elimine demasiado material.

Actualmente el rectificado es el único método de mejora permitido en los Reglamentos europeos para las plataformas petrolíferas [5,7]. No obstante, no se intenta incluir este aumento de la resistencia a fatiga en el cálculo inicial, sino que el rectificado puede utilizarse como medida correctiva en el caso de que la vida calculada demuestre ser inadecuada en una etapa tardía del cálculo o de la construcción.



(a) 1 -Rectificado con desbarbadora rotativa,
2 -Rectificadora de disco

(b) 3 -Rectificado de la superficie entera,
4 -Rectificado del borde

Figura 7 Dos métodos de rectificado

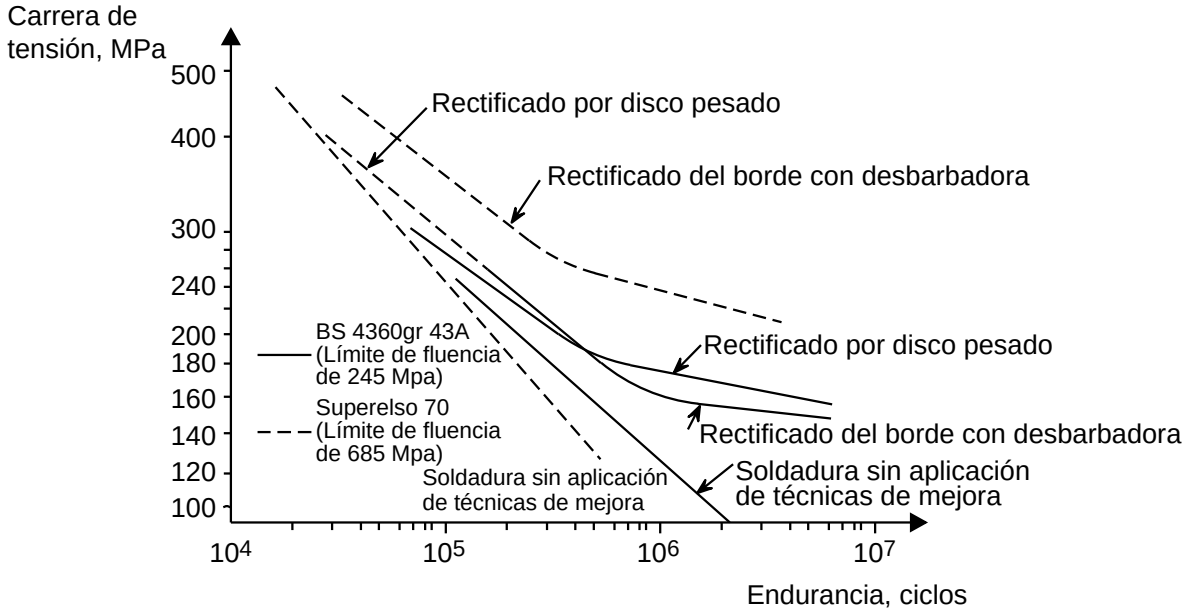


Figura 8 Mejora de la resistencia a la fatiga gracias al rectificado de borde con desbarbadora y rectificadora de disco; datos de la ref./6/

3.3 Refusión del borde de la soldadura

La refusión del borde de la soldadura utilizando equipos de soldeo con TIG o con fundente produce generalmente grandes ganancias en la resistencia a la fatiga debido a varias razones. En primer lugar, la mayor uniformidad de la transición del borde de la soldadura reduce el coeficiente de concentración de tensiones; en segundo lugar, se eliminan las inclusiones de escoria y las indentaciones marginales; y, en tercer lugar, de acuerdo con algunas publicaciones japonesas, se afirma que el aumento de la dureza en la zona afectada por el calor contribuye a la mayor resistencia a la fatiga.

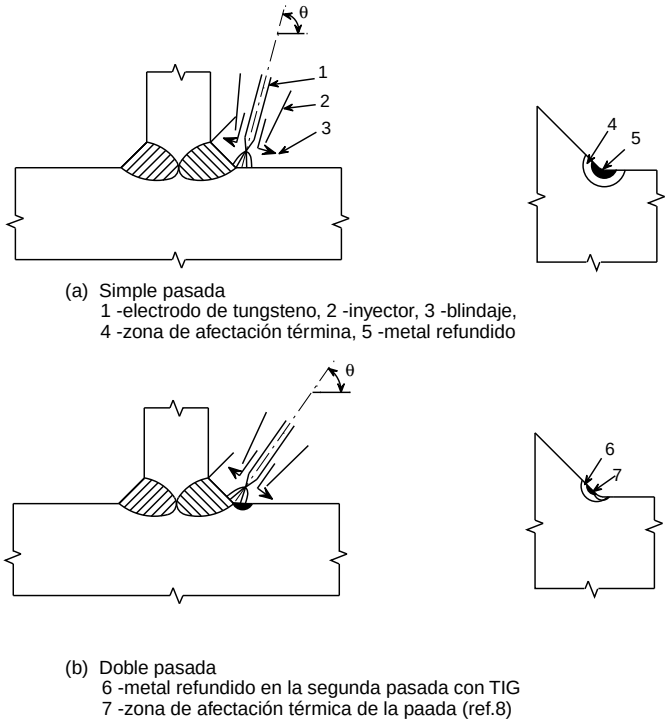


Figura 9 Repaso con TIG

Normalmente, el repaso con fundente tiende a proporcionar mejores resultados que el repaso con TIG. Esto con el repaso con fundente.

3.3.1 Repaso con electrodo de wolframio en gas inerte (TIG)

Se utilizan equipos de repaso con TIG homologados, normalmente sin ningún material de alambre de aportación. En el caso de los aceros

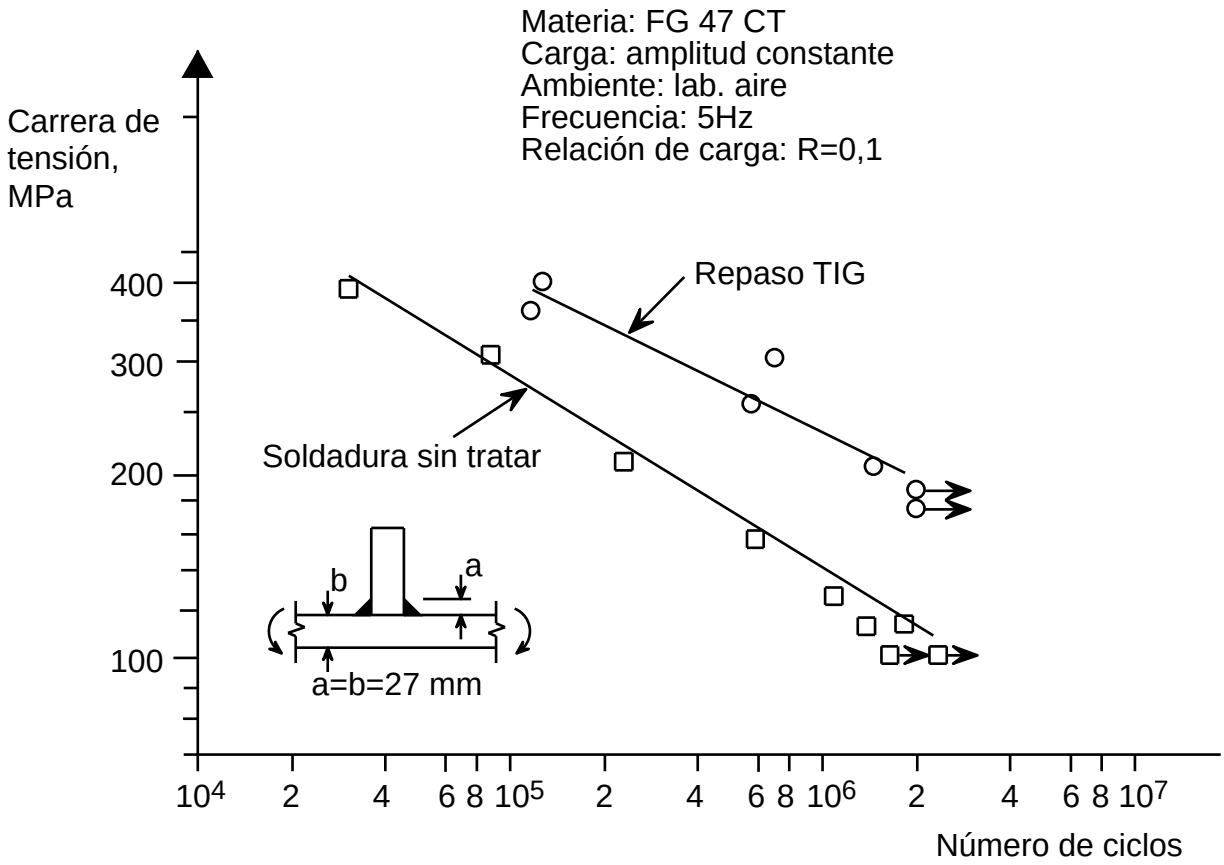


Figura 10 Efecto del repaso con TIG sobre la resistencia a la fatiga de un acero de resistencia media ref. /17/

de tipo C-Mn más antiguos (por ejemplo St 52) con un contenido en carbono relativamente alto, resultaba necesaria una segunda pasada con TIG para endurecer el primer cordón en el borde [8] (véase la figura 9). El segundo cordón también contribuye a una mejor geometría del borde de la soldadura. El problema de dureza asociado con el repaso con TIG de los aceros C-Mn se elimina mediante la utilización de los aceros modernos bajos en carbono. El repaso con TIG se muestra en cierto grado sensible a la habilidad del operario; la soldadura y la chapa deben estar limpias con el objeto de evitar poros.

La magnitud de la mejora depende principalmente, al igual que en la mayor parte de las técnicas de mejora, de la importancia de la unión y de la resistencia del material base. Se ha informado de mejoras que oscilan entre aproximadamente un 10% para los cordones de soldadura en chapas de acero suave hasta aproximadamente el 100% para los cordones de soldadura con aceros de alta resistencia. La figura 10 muestra los resultados típicos de este último caso [8].

3.3.2 Repaso con fundente

El repaso con fundente es similar al repaso con TIG; la diferencia principal consiste en la mayor aportación de calor (alrededor del doble del que se utiliza en el repaso con TIG) y un baño de fusión de la soldadura de mayor alcance. Este último tiende a hacer que el repaso con fundente se muestre menos sensible a la posición del electrodo con relación al borde de la soldadura y las mejoras resultantes en la resistencia a la fatiga son generalmente mayores que las del repaso con TIG.

3.4 Métodos de la Tensión Residual

Se obtiene una cierta mejora en el comportamiento ante la fatiga eliminando las tensio-

nes residuales de soldeo mediante un tratamiento térmico posterior a la soldadura, especialmente si el ciclo de carga aplicado es total o parcialmente a compresión. No obstante, los mayores beneficios se obtienen si se introducen tensiones residuales a compresión. Los métodos de tensión residual utilizados con mayor frecuencia son el martillado y el granallado.

3.4.1 Martilleado

El martilleado se lleva a cabo utilizando una herramienta maciza con una punta redondeada de 6-14 mm de radio. Una técnica similar consiste en la utilización de un haz de alambres en lugar de la herramienta sólida. Normalmente, ambos tipos de herramientas se operan neumáticamente. La herramienta sólida proporciona una deformación mucho más fuerte y ofrece mejoras más satisfactorias que el haz de alambres o el granallado [6].

Los resultados óptimos del martilleado se obtienen tras cuatro pasadas, lo que proporciona una fuerte deformación del borde de soldadura, con una profundidad de la mordedura de aproximadamente 0,6 mm, lo que proporciona un criterio simple para la inspección [6].

Al igual que el mecanizado de la rebaba del borde, el martilleado es una operación ruidosa y tediosa y es quizás debido a esta razón por lo que no ha alcanzado un uso generalizado. Estas mejoras están entre las más grandes de las que se ha informado (véase la figura 11). La mayoría de los resultados de las pruebas muestran mejoras mayores en el caso de los aceros de más alta resistencia [6].

3.4.2 Granallado

Durante el proceso del granallado, se somete la superficie a un chorreado con pequeños proyectiles de acero o de hierro fundido en un chorro de aire a gran velocidad, lo que produce unas tensiones superficiales residuales a compresión de aproximadamente el 70-80% de la tensión de fluencia. La evaluación de la calidad del tratamiento entraña mediciones de la tensión cuya realización exige mucho tiempo. En la práctica, la intensidad del grado de la deformación elástica superficial se determina median-

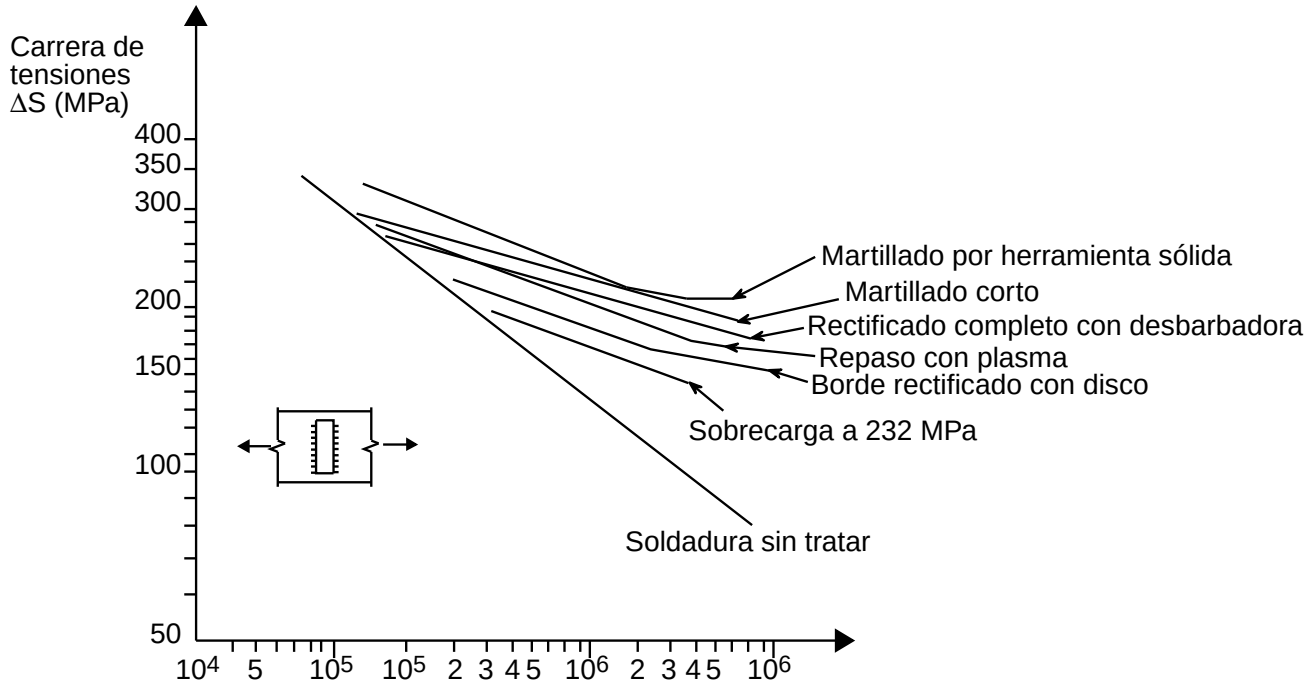


Figura 11 Comparación de los resultados obtenidos través de diversos métodos de mejora de la soldadura

te las tiras Almen, que son pequeñas tiras de acero que se colocan sobre la superficie del componente. La curvatura que se desarrolla en la tira constituye una medida de la intensidad del granallado. Un segundo parámetro es la cobertura de área. Se obtiene un 100% de cobertura cuando un examen visual a una amplificación de la superficie de 10X muestra que todos los cráteres justo se solapan. El tiempo necesario para obtener un 100% se dobla para obtener un 200%, tal y como se especifica habitualmente. Una importante ventaja del granallado consiste en que cubre extensas áreas a un coste reducido.

Los resultados de ensayos de fatiga realizados sobre uniones soldadas sometidas a granallado muestran mejoras sustanciales en todos los tipos de uniones, con una magnitud de estas mejoras que varía según el tipo de junta y de la resistencia estática del acero. Los resultados típicos consisten en un aumento del 30 al 100% en la vida es a la fatiga situadas en la zona de vidas largas; no obstante, en vidas más cortas ($N < 10^5$ ciclos) las mejoras tienden a desaparecer. Los resultados de ensayos efectuados en agua marina muestran que estas mejoras se retienen incluso bajo condiciones de corrosión libre [9].

Es posible asumir que las cargas máximas elevadas, en secuencias de cargas de amplitud variable, relajen las tensiones residuales y reduzcan la eficacia de dichos métodos, pero algunos resultados alemanes no han indicado este tipo de efectos adversos [9].

3.5 Combinaciones

Es probable que la combinación de dos métodos de mejora, especialmente de un método de geometría de la soldadura y de un método de la tensión residual proporcione importantes mejoras. Un ejemplo de esto lo constituye el rectificado de perfil completo y el martilleado, que hicieron que la resistencia a la fatiga de cordones de soldadura en acero dulce volviera a ser igual que la del material base [10]. El rectificado y el granallado, y el control del perfil de la soldadura de la AWS y el granallado, son combinaciones más habituales [11]. En ambos casos, la mejora resultante puede ser el doble que la obtenida mediante un único método.

4. APLICACIÓN DE LOS MÉTODOS DE MEJORA A ESTRUCTURAS REALES

La mayor parte de los conocimientos actuales acerca de los métodos de mejora se han obtenido a partir de ensayos sobre probetas planares a escala reducida. A la hora de considerar la aplicación de los métodos de mejora de las soldaduras a estructuras reales, es necesario evaluar las diferencias en el comportamiento ante la fatiga. La magnitud es un factor importante. En una estructura de gran tamaño, las tensiones residuales de largo alcance debidas a la ensambladura forzada de los elementos están presentes e influyen sobre la vida a la fatiga. Otra consideración es la existencia de emplazamientos alternativos para que se produzca el colapso. Resulta evidente que no puede esperarse ninguna mejora en una unión con cordones de soldadura con carga, cuya zona del borde se haya rectificado o repasado con TIG, si la unión no tratada tiene la misma probabilidad de fallar desde la raíz que desde el borde; simplemente el colapso se trasladaría a la raíz.

A diferencia de las uniones de pequeño tamaño, en las que la tensión máxima se limita al borde de la soldadura, la zona de la tensión máxima en una unión grande con múltiples cordones puede incluir varios cordones de soldadura. Las fisuras pueden iniciarse en cualquier lugar de este área sometida a elevadas tensiones.

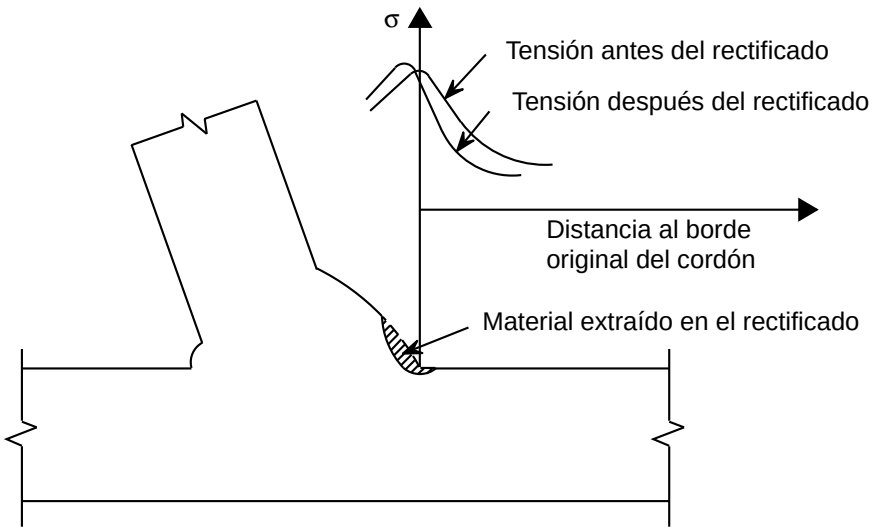


Figura 12 Esquema de la distribución de tensiones en una unión tubular antes y después del rectificado

En algunas soldaduras, por ejemplo en uniones tubulares con coeficientes beta reducidos, existe un gradiente de la tensión muy pronunciado en el borde de la soldadura que está causado en parte por la geometría global. Si se reduce la longitud del talón de la soldadura, por ejemplo mediante rectificado, tal y como se indica en la figura 12, la tensión máxima resultante puede ser superior y la mejora resultante puede ser marginal o inexistente.

5. MÉTODOS DE MEJORA Y REGLAS PARA EL CÁLCULO

5.1 Reglas actuales para el cálculo que incorporan técnicas de mejora

Tal y como indicó en el apartado 3.1, el método de mejora del perfil de la soldadura está incluido en las reglas de cálculo de la ASW/API en términos de la curva X que generalmente es posible utilizar si se efectúa el control del perfil; en caso contrario se debe utilizar una X inferior. Las dos curvas se interseccionan en una vida que es algo inferior a 10^4 ciclos, es decir, la mejora se pierde en esta vida.

En las reglas del Department of Energy del Reino Unido, es posible mover las curvas S-N para todos los tipos de uniones mediante un coeficiente de 1,3 sobre la resistencia (2,2 sobre la vida) si se efectúa el rectificado [5]. Así pues, las dos curvas son paralelas y la mejora también se aplica en la región de vida reducida/tensión alta, en contradicción con la mayor parte de los datos de las pruebas que tienden a mostrar mejoras muy reducidas o inexistentes en esta región, es decir, que proporcionan curvas S-N, sin aplicación de mejora y tras la mejora que se interseccionan, tal y como indica el ejemplo de la Figura 11.

El reglamento de cálculo sueco [12] para estructuras soldadas consiste en 10 curvas S-N, cada una de ellas identificada por su coeficiente Kx, (véase la figura 13). El reglamento también incluye un sistema de calidad de las soldaduras que contiene cuatro clases básicas además de una clase adicional, designada U, para la resistencia a la fatiga mejorada. La utilización de la clase mejorada exige que:

- las indentaciones marginales, los refuerzos de las soldaduras, los cordones salientes de la raíz, las muescas sin rellenar y las concavidades de la raíz se fundan uniformemente con el material base.
- no se permite la penetración incompleta de la raíz.
- los golpes del arco deben evitarse o eliminarse.

La utilización de las técnicas de mejora, tales como rectificado, repaso con TIG y martilleado, están permitidas para la obtención de la clase de calidad más elevada. Así pues, la combinación de la geometría de la soldadura, probabilidad del nivel de supervivencia y calidad de la soldadura determinan la curva S-N que habrá de utilizarse. El sistema sueco de curvas S-N es similar a las reglas británicas en la medida en que el empleo de un método de mejora produce una modificación paralela de la curva S-N.

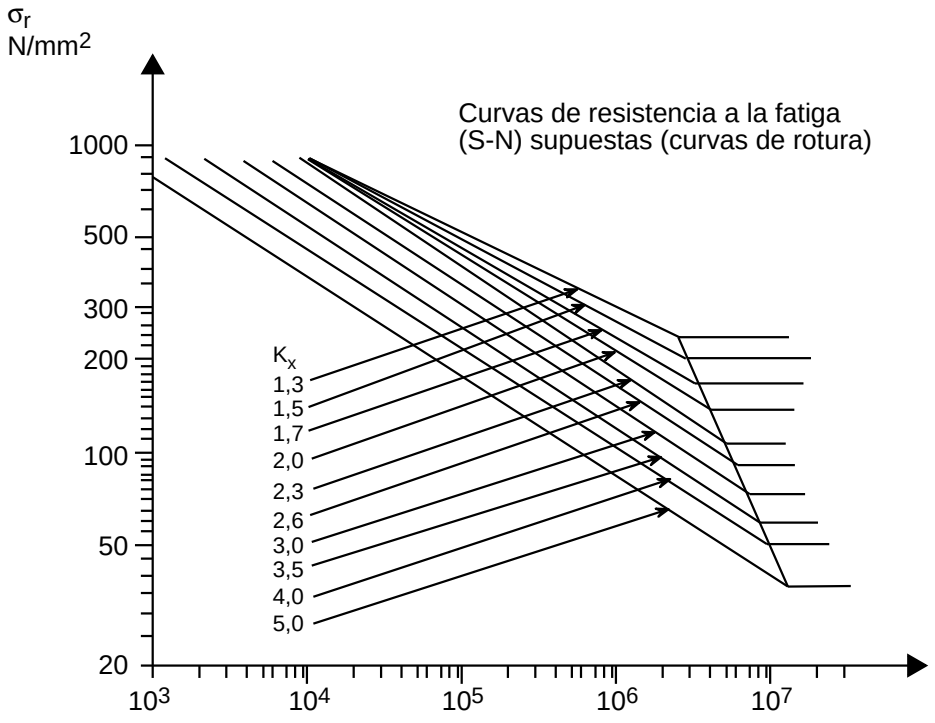


Figura 13 Curvas de resistencia a la fatiga (S-N) en el reglamento de cálculo de Suecia [37]

5.2 Soldaduras Mejoradas y Efectos del Tamaño

Los efectos del tamaño en componentes entallados se atribuyen generalmente a tres orígenes [13]: un efecto del tamaño industrial, un efecto del tamaño estadístico o un efecto del tamaño del gradiente de la tensión o geométrico.

Los efectos del tamaño industriales se producen como consecuencia de diferencias en los parámetros de fabricación, que generalmente ocasionan una menor resistencia mecánica de las piezas con mayor espesor. También las tensiones residuales y la calidad superficial pueden variar con el espesor.

Los efectos estadísticos del tamaño surgen como consecuencia de la mayor probabilidad que hay de encontrar un defecto importante en un volumen grande de material en comparación con un volumen menor.

Los efectos del tamaño geométricos son producto del gradiente de la tensión en la raíz de la entalladura. Incluso si se mantiene la escala geométrica, el gradiente de la tensión es más acusado para la parte de mayor espesor y las fisuras se propagarán en un rango de tensión mayor. Si no se mantiene la escala geométrica, lo cual es normalmente el caso de las uniones soldadas, el coeficiente de amplificación de la tensión aumenta con el espesor, véase la figura 14.

Los cálculos de la mecánica de la fractura [14] han demostrado que la influencia del espesor aumenta con el coeficiente de concentración de tensiones de la unión. Un análisis estadístico de datos publicados acerca de los efectos del tamaño en las uniones soldadas proporcionó un exponente del tamaño de n = 0,33 para las uniones no sometidas a técnicas de mejora y de n = 0,20 para las uniones mejoradas, donde n es el exponente del tamaño en la ecuación de corrección del espesor

$$S/S_o = (t_o/t)^n \qquad (1)$$

Se ha demostrado que esta tendencia a la disminución de la influencia del tamaño para las piezas débilmente entalladas o no entalladas se da en el caso de los componentes mecánicos y se ha propuesto la siguiente relación entre n y el coeficiente de concentración de tensiones [13]

$$n = 0{,}1 + 0{,}14\log K_t \qquad (2)$$

5.3 Modificaciones Futuras de las Reglas de Cálculo

La situación actual de los métodos de mejora no es satisfactoria debido a que varios métodos con capacidad demostrada para mejorar la resistencia a la fatiga de una gran variedad de probetas a escala reducida, así como de componentes estructurales de gran tamaño, no están incluidos en las reglas para el cálculo. Además, las reglas europeas [5, 7, 13], que consideran la misma mejora en todas las vidas, no se muestran consistentes con resultados de pruebas que indican que las mayores mejoras se

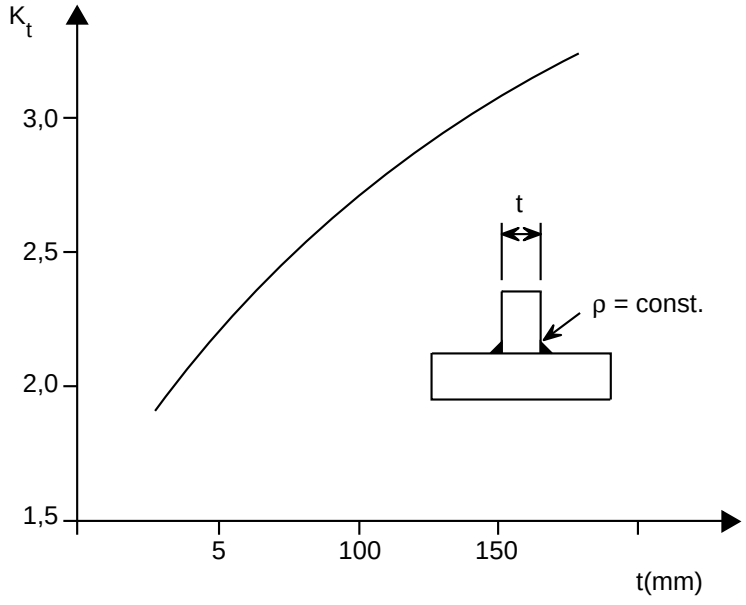


Figura 14 Aumento del coeficiente de cálculo de la concentración de las tensiones según el aumento del espesor de la chapa, debido a que no se mantiene la escala geométrica del borde de la soldadura

obtienen en la zona de ciclos grandes, y que en la zona de ciclos pequeños ($N < 10^4$) se producen mejoras muy pequeñas o inexistentes.

En segundo lugar, tanto los resultados teóricos como los experimentales, indican que los efectos del tamaño son de menor importancia en el caso de las piezas débilmente entalladas que en el caso de las uniones más rígidas con vidas de iniciación de fisuras muy cortas. Por lo tanto, un exponente del tamaño de 0,2 sería probablemente adecuado para uniones con un bajo coeficiente de concentración de tensiones, como soldaduras a tope simples o uniones en T con espesores reducidos. Para las uniones con coeficientes de concentración de tensiones mayores, por ejemplo la Clase F e inferiores, resultaría más adecuado un exponente del tamaño de $n = 0,33$ [13]. En el caso de las soldaduras mejoradas, un exponente de $n = 0,2$ sería probablemente adecuado para todas las clases.

Las predicciones de vida que incluyen una etapa de iniciación de fisuras utilizando conceptos de deformación/tensión local junto con métodos de la mecánica de la fractura para la etapa de la propagación de las fisuras, han proporcionado cálculos de vida razonablemente precisos para el caso de las soldaduras mejoradas [6] y apoyan la observación experimental de que la vida a la fatiga de las soldaduras mejoradas generalmente aumentan con la resistencia del material base. Por lo tanto, una tercera modificación, y quizás más controvertida, de las reglas para el cálculo consistiría en permitir una mayor resistencia a la fatiga en el caso de los aceros de mayor resistencia. No obstante, todavía es necesario recopilar más datos antes de que puedan hacerse recomendaciones específicas relativas al grado de mejora.

Actualmente se está haciendo un esfuerzo en el International Institute of Welding's Commission: Fatigue Behaviour of Welded Components and Structure, con el fin de recopilar datos relativos a los métodos de mejora con el objetivo de desarrollar prácticas de taller recomendadas y asesoramiento para el cálculo para los métodos de mejora.

6. RESUMEN FINAL

- La baja resistencia a la fatiga de las uniones soldadas se atribuye generalmente a lo reducido del período de iniciación de las fisuras.
- Los métodos de mejora de las soldaduras tienen como principal objetivo el aumento de la resistencia a la iniciación de las fisuras.
- Es posible obtener aumentos sustanciales de la resistencia a la fatiga de manera consistente cuando se utilizan los métodos de mejora.
- No obstante, tan sólo resulta posible obtener el potencial pleno del método de mejora de la soldadura si se pueden evitar los colapsos prematuros de otros emplazamientos, por ejemplo la raíz de la soldadura.
- Normalmente, el grado de mejora es mayor en el caso de los aceros de mayor resistencia que en el de los aceros dulces.
- Los efectos del tamaño son menores en el caso de las uniones de baja rigidez, lo que implica que los efectos del tamaño se ven mitigados por los métodos de mejora de las soldaduras que reducen la concentración local de tensiones.
- Los problemas de control de calidad son similares a los que conlleva el proceso de la soldadura en sí.
- La cuestión de utilizar o no un método de mejora se relaciona con el coste y con los beneficios permitidos en las reglas para el cálculo.
- Todavía son necesarios más trabajos para mejorar la calidad de los reglamentos de cálculo y de asesoramiento para el cálculo.

7. BIBLIOGRAFÍA

[1] Haaagensen, P.J.: “Improving the Fatigue Strength of Welded Joints”, Fatigue Handbook. Offshore Steel Structures. Ed. A. Almar Naess, Tapir 1985.

[2] Bignonnet, A.: “Improving the Fatigue Strength of Welded Steel Structures”, PS4, Steel in Marine Structures, Int. Conf. Delft, Elsevier, June 1987.

[3] Structural Welding Code - Steel, ANSI/AWS D1.1-86, American Welding Society, Feb. 1986.

[4] Kobyashi, K. et al.: “Improvements in the Fatigue Strength of Fillet Welded Joint by Use of the New Welding Electrode”, IIW doc. XIII-828-77.

[5] Department of Energy, “Offshore Installations: Guidance on Design and Construction”. HMSO, London 1984.

[6] Knight, J.W.: “Improving the Fatigue Strength of Fillet Welded Joints by Grinding and Peening”, Welded Res. Int. Vol. 8(6), 1978.

[7] “Fatigue Strength Analysis for Mobile Offshore Units”, Det norske Veritas Classification Note 30.2, Aug. 1984.

[8] Haagensen, P.J.: “Effect of TIG Dressing on Fatigue Performance and Hardness of Steel Weldments”, ASTM STP 648, 1978.

[9] Grimme D. et al.: “Untersuchungen zur Betriebsfestigkeit von geschweissten Offshore-Konstruktionen in Seewasser”, ECSC Agreement 7210 KG/101 Final Report 1984.

[10] Gurney, T.R.: “Effect of Grinding and Peening on the Fatigue Strength of Fillet Welded Joints”, British Welding Journal, December 1968.

[11] Haagensen et al.: “Prediction of the Improvement in Fatigue Life of Welded Joints due to Grinding, TIG Dressing, Weld Shape Control and Shot Peening”, TS35, Steel in Marine Structures, Int Conf. Delft, Elsevier, June 1987.

[12] Swedish Regulations for Welded Steel Structures 74 StBk-N2, National Swedish Committee on Regulations for Steel Structures, 1974.

[13] Haagensen, P.J. et al.: “Size Effects in Machine Components and Welded Joints”, Paper 1017, Houston, Texas, 1988.

[14] Maddox, S.J. “The Effect of Plate Thickness on the Fatigue Strength of Fillet Welded Joints”, The Welding Institute, 1987.

ESDEP TOMO 14
DISEÑO PARA FATIGA

Lección 14.6: Comportamiento de Fatiga de Uniones Atornilladas

OBJETIVOS

Introducción al diseño de uniones atornilladas bajo cargas de fatiga.

CONOCIMIENTOS PREVIOS

Lección 14.1: Introducción Básica a la Fatiga

Lecciones 13.4: Análisis de Conexiones

LECCIONES AFINES:

Lección 14.2: Introducción Avanzada a la Fatiga

RESUMEN

Se establecen los principios básicos de la resistencia a fatiga de tornillos y uniones atornilladas. Se describe la transmisión de la carga en las uniones, en cortante y a tracción. En cada uno de estos casos, los tornillos pueden ser con carga o sin carga. Se discute el efecto positivo del pretensado de los tornillos sobre el comportamiento ante la fatiga tanto en cortante como a tracción. Se proponen algunas soluciones económicas.

NOMENCLATURA

A	Área nominal de un tornillo	[mm^2]
A_a	Área de tensión de un tornillo	[mm^2]
d_b	Diámetro nominal de un tornillo	[mm]
d_a	Diámetro del área de tensión	[mm]
d_r	Diámetro de la espiga	[mm]
d_c	Diámetro del núcleo	[mm]
m	Pendiente de una curva de resistencia a la fatiga	[-]
N	Número de ciclos de tensión	[-]
$\Delta\sigma$	Rango de tensión normal	[MPa]
$\Delta\tau$	Rango de tensión tangencial	[MPa]
F_b	Esfuerzo normal en un tornillo	[N]
F_p	Pretensado en un tornillo	[N]

1. INTRODUCCIÓN

Todos los conceptos contenidos en las lecciones 14.1 y 14.2 relacionados con el diseño de estructuras contra las cargas de fatiga y con los procedimientos de evaluación de la fatiga son aplicables a las uniones atornilladas. No obstante, la presencia de discontinuidades geométricas (agujeros, modificaciones de sección) ocasionan concentraciones de tensiones que aumentan localmente e influyen sobre la resistencia a la fatiga. En los tornillos, las concentraciones de tensiones se producen en el fondo de la rosca, la salida de la rosca y el radio bajo la cabeza. Normalmente el agotamiento de los tornillos sometidos a tensión cíclica se produce en este último emplazamiento o en la primera rosca bajo la tuerca.

El diseño de las uniones tiene una gran importancia; la resistencia a la fatiga depende finalmente del recorrido real de las cargas a través de la unión y de la fluctuación de las tensiones que se produzca en las áreas sensibles a la fatiga.

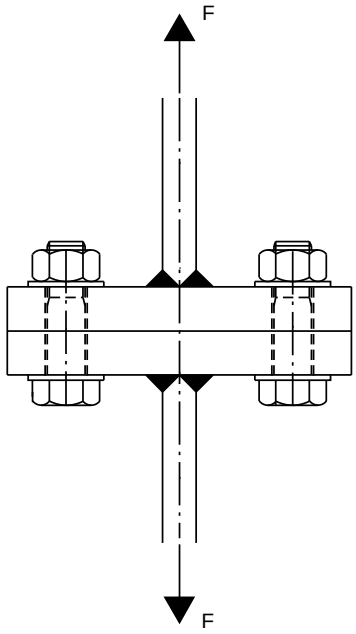


Figura 1 Ejemplo de una conexión atornillada bajo tracción

Es posible distinguir dos casos de carga en una unión atornillada. Uno de ellos se produce cuando la carga está en la dirección axial de los tornillos y el otro cuando la transferencia de la carga es perpendicular al eje del tornillo. En esta lección, estos dos tipos se denominan de la siguiente manera:

I Uniones atornilladas cargadas a tracción

II Uniones atornilladas cargadas a cortante.

Un ejemplo del primer tipo de carga lo constituye una unión del ala atornillada como la que se muestra en la figura 1. Un ejemplo del segundo tipo sería una unión de platabanda atornillada en el ala de un perfil de viga o una tira simple (véase la figura 2). En este último caso, la carga se transfiere por cortante, bien sea en los tornillos (para los tornillos sin pretensado) o en las superficies de la chapa (para los tornillos pretensados).

Además de estas dos situaciones de carga, es posible la combinación de ambas.

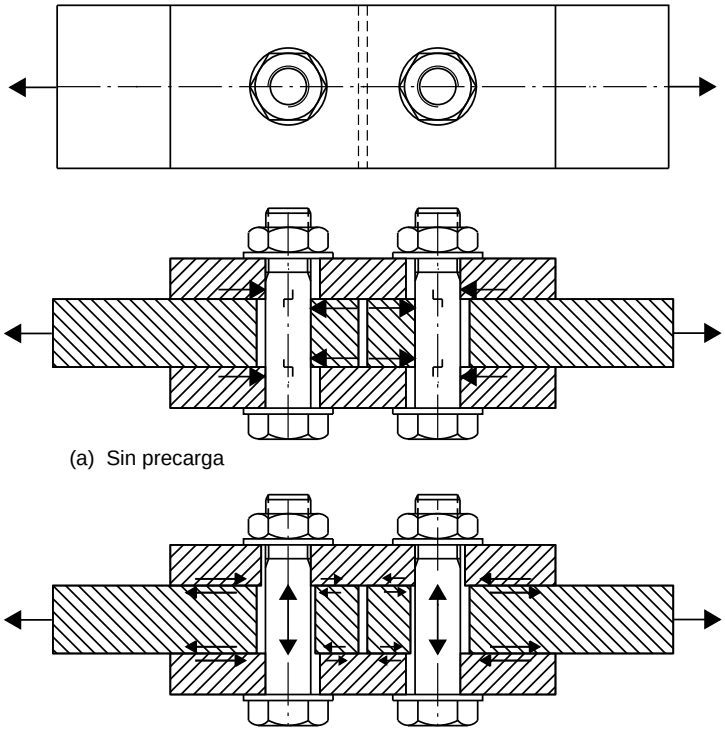


Figura 2 Ejemplo de conexiones atornilloadas bajo tracción

2. COMPORTAMIENTO ANTE LA FATIGA DE TORNILLOS CARGADOS A TRACCIÓN

Antes de iniciar la discusión sobre las uniones atornilladas cargadas a tracción y sus requisitos específicos para evitar el agotamiento por fatiga, se discutirá el comportamiento ante la fatiga del tornillo (o rosca).

2.1 Emplazamiento del Colapso

La rosca de un tornillo se comporta como una entalladura y, por lo tanto, se produce una elevada concentración de tensiones en su fondo. Existen dos emplazamientos de la rosca en los que la concentración de tensiones puede ser incluso mayor: la salida de la rosca y el lugar donde la rosca de la tuerca se engrana por primera vez con la rosca del tornillo.

Además, la transición cabeza-vástago también constituye un lugar de concentración de tensiones.

Por lo tanto, básicamente existen tres emplazamientos, en un tornillo con tuerca cargado axialmente, en los que es posible que se inicie una fisura de fatiga. Estos emplazamientos son los siguientes:

a. transición cabeza-espiga

b. salida de la rosca

c. rosca de la tuerca.

En los tornillos homologados, el radio en la transición cabeza del tornillo-espiga es lo suficientemente grande como para prevenir la aparición de fisuras de fatiga en este punto.

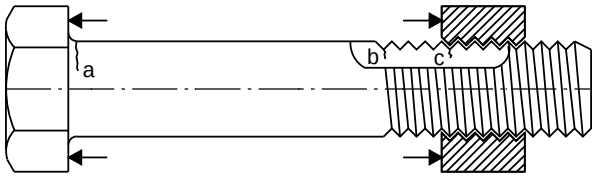


Figura 3 Tornillo sujeto a carga axial con ubicaciones posibles de fisuración por fatiga

Normalmente, si se producen fisuras de fatiga, éstas se localizarán en el primer engrane entre las roscas del tornillo y de la tuerca (c en la figura 3). Esto es debido a la transferencia de carga de la tuerca al tornillo.

La transferencia de carga en las caras de las roscas del tornillo y de la tuerca en contacto ocasionan tensiones de flexión extra en las roscas, tal y como se muestra en la figura 4.

Además, la carga no se distribuye uniformemente entre las caras en contacto de las roscas del tornillo y de la tuerca. En la mayor parte de los casos, la transferencia de carga se concentra en el primer engrane de las caras de la rosca y puede ser de 2 a 4 veces el valor medio [1]. No obstante, esto depende de la forma de las roscas, diferencia de los pasos, diferencia de los módulos de elasticidad cuando se utilizan materiales diferentes, etc. La distribución de la transferencia de la carga puede hacerse más uniforme mediante la deformación plástica de la tuerca.

2.2 Influencia de la Tensión Media y del Material

El comportamiento ante la fatiga de la rosca de un tornillo es más o menos comparable al comportamiento ante la fatiga de una soldadura. En ambos casos hay una entalladura en el lugar en el que se inicia la fisura de fatiga. En el caso de la soldadura se trata del borde de la sol-

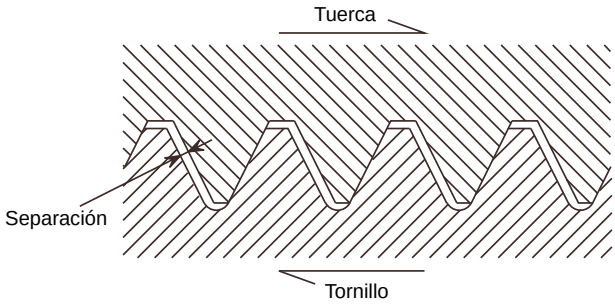


Figura 4 Contacto de apoyo entre las roscas del tornillo y la tuerca

dadura, mientras que en el del tornillo es el fondo de la rosca.

Debido a la presencia de la entalladura y al elevado coeficiente de la concentración de tensiones resultante, en la mayor parte de los casos el comportamiento ante la fatiga apenas se ve afectado por:

- El nivel medio de tensiones
- La calidad del material.

El que la influencia del nivel de la tensión media sea despreciable es debido a la elevada concentración de tensiones. En la primera ocurrencia del nivel máximo de carga de un ciclo se produce la fluencia en la entalladura. Entonces los ciclos siguientes causan una desviación de la tensión en la entalladura que tiene un valor máximo igual a la resistencia a la fluencia, independientemente del nivel medio de la tensión de la carga en sí. Una excepción a este caso la constituye la situación en la que la rosca del tornillo está fabricada mediante laminación tras el tratamiento térmico de los tornillos, lo cual produce tensiones de compresión residuales en el fondo de la rosca. En ese caso, el rendimiento ante la fatiga es mejor a niveles bajos de la carga media.

El fenómeno de que el material tenga un efecto despreciable se explica por el hecho de que, a medida que la resistencia del material mejora, la sensibilidad a las entalladuras aumenta. Este efecto se ilustra en la figura 5 [5], en la que se proporciona la influencia de la resistencia a la rotura por tracción sobre la resistencia a la fatiga para diferentes casos de entalladuras [5].

2.3 La Curva de Cálculo de fatiga para Tornillos a Tracción

A pesar de que la entalladura de una soldadura (con sus mordeduras marginales e inclusiones de escoria) sea probablemente más fuerte que la entalladura labrada o laminada de un fondo de rosca, la transferencia de la carga concentrada entre la rosca del tornillo y la tuerca, junto con la concentración de tensiones inherente, puede traducirse en un rendimiento ante la fatiga relativamente insatisfactorio.

Por lo tanto, en la clasificación del Eurocódigo 3 [4], las roscas y tornillos cargados axialmente se colocan en una categoría igual a la categoría inferior para los detalles soldados, la clase 36. Las líneas relevantes de cálculo para esta categoría se ofrecen en la figura 6. La carrera de tensión que se asigne en el eje vertical debe basarse en el área de la tensión a tracción del tornillo.

Tan sólo se menciona aquí que, de acuerdo con la cláusula 9.7.3 del Eurocódigo 3, puede utilizarse una curva de cálculo modificada para roscas y tornillos.

Como puede verse a partir de la curva de cálculo de la figura 6, el límite de fatiga de amplitud constante para los tornillos es de 26 MPa. Esto significa que, en el caso de una carga de amplitud constante, no se producen daños por fatiga cuando el rango de tensión es inferior a 26 PMa. En el caso de una amplitud variable, el límite de fatiga es de 15 MPa.

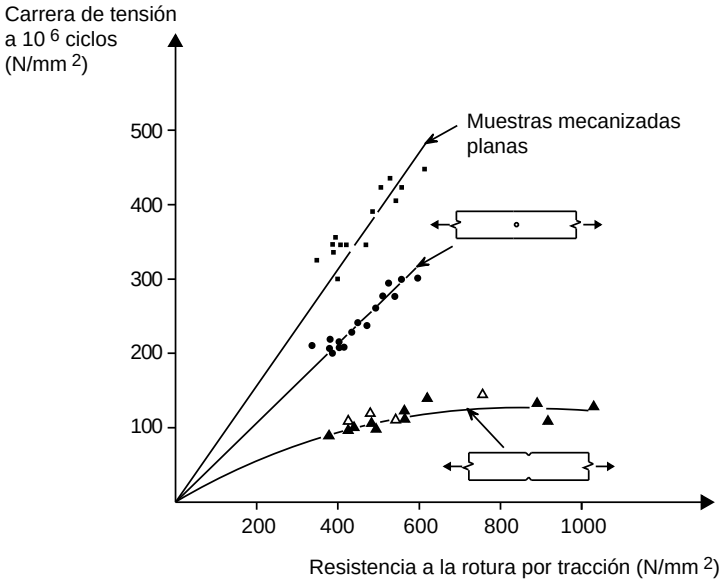


Figura 5 Influencia de la resistencia del material sobre la influencia a la fatiga [5]

2.4 Comparación entre la Resistencia Máxima y la Resistencia a la Carga de Fatiga de un Tornillo

El siguiente ejemplo ilustra que la resistencia al aguante de la carga de fatiga es muy baja en comparación con la resistencia estática, de un tornillo. En el caso de un tornillo bajo una carga estática la resistencia a la tracción $F_{t.Rd}$, de acuerdo con la cláusula 6.5.5 del Eurocódigo 3, se obtiene mediante:

$$F_{t.Rd} = \frac{0{,}9\, f_{ub}\, A_s}{\gamma_{Mb}}$$

La sustitución de los valores adecuados para el caso de un tornillo M24, grado 10,9 proporciona el siguiente resultado:

$$F_{t.Rb} = \frac{0{,}9 \times 10 \times 100 \times 353}{1{,}25} = 254 \text{ kN}$$

Para una carga de fatiga de amplitud constante a nivel medio de cero que contenga más de 10^7 ciclos, la fuerza máxima permisible sobre el tornillo será:

$$F_{max} = \frac{1}{2}\Delta F = \frac{1}{2}\Delta\sigma_D A_s = 0{,}5 \times 26 \times 353 =$$

4,6 kN

En otras palabras, es posible que un tornillo calculado para transferir una fuerza de tracción de 254 kN no se vea sometido a cargas de fatiga con una fuerza máxima superior a 4,6 kN (bajo las circunstancias de nivel medio de cero y más de 10^7 ciclos). Este ejemplo ilustra el rendimiento relativamente débil ante la fatiga de un tornillo cargado axialmente.

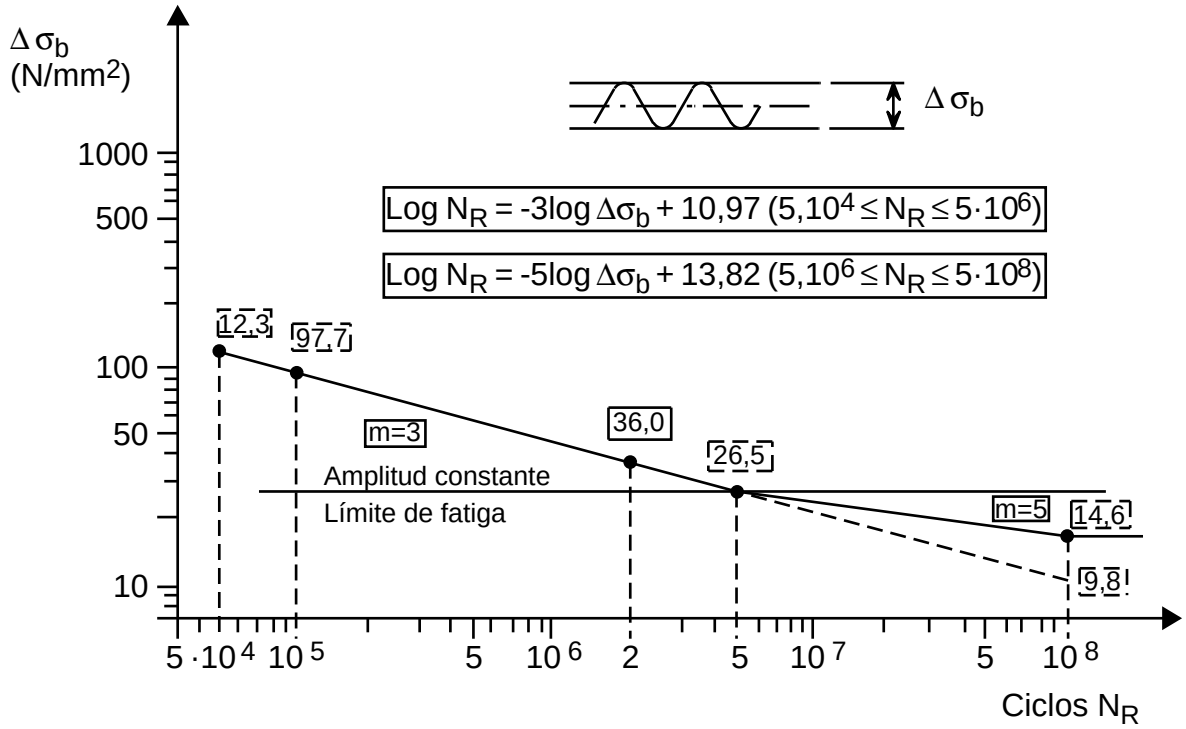


Figura 6 Curva de cálculo de fatiga para roscas bajo carga axial [3]

3. COMPORTAMIENTO ANTE FATIGA DE UNIONES ATORNILLADAS CARGADAS A TRACCIÓN

A pesar de que el rendimiento ante fatiga de un tornillo cargado axialmente no es satisfactorio, esto no ocurre necesariamente así en el caso de las uniones cargadas axialmente. En este tipo de uniones, el rendimiento ante la fatiga depende de la concepción de los detalles estructurales y del pretensado aplicado en el tornillo.

3.1 El Principio del Efecto del Pretensado

En las figuras 7 y 8 se ilustra el efecto del pretensado, en el que se produce una carga a tracción sobre una unión atornillada, para una unión del ala. Por ejemplo, la unión en concreto puede tratarse de una unión del ala a una sección tubular (chimenea o torre). La distribución de las fuerzas se compara entre las situaciones con y sin pretensado de los tornillos. Se asume que el espesor del ala es lo suficientemente grande como para ignorar la flexibilidad de la flexión y las posibles fuerzas de palanca.

Sin Pretensado

Cuando no hay pretensado (figura 7) y, por lo tanto, no existe fuerza de contacto F_c en las superficies enfrentadas de las alas, la fuerza de tracción externa F_t aplicada sobre la conexión será transferida por la fuerza en los tornillos F_b. Por lo tanto, la variación de la fuerza de tracción F_t producirá una desviación de la fuerza en los tornillos y, al mismo tiempo, un desplazamiento de las alas. La unión puede considerarse como un sistema de dos resortes, tal como se indica.

Con Pretensado

En el caso de un pretensado con una fuerza F_v, esta fuerza estará inicialmente en equilibrio con una fuerza de contacto F_c en el área de contacto de las alas (figura 8). Las dos alas se comportarán como una pieza siempre que la carga externa F_t sea menor que el pretensado F_v.

Como resultado de esto, cuando se aplica la carga externa, las fuerzas en los tornillos no sufrirán modificaciones importantes. Tan sólo la deformación elástica (principalmente una modificación en el espesor) de las dos alas producirá una alteración en la carga del tornillo. No obstante, las alas son relativamente rígidas debido a su área mucho mayor en comparación con el área del tornillo.

Sin embargo, la carga de los tornillos disminuirá rápidamente tan pronto como las super-

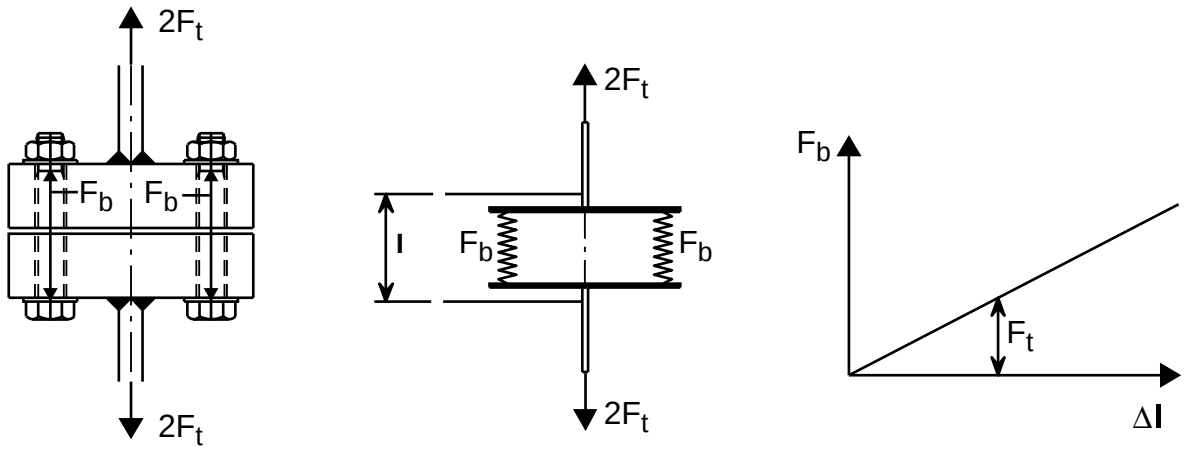


Figura 7 Conexión entre alas con tornillos sin precarga

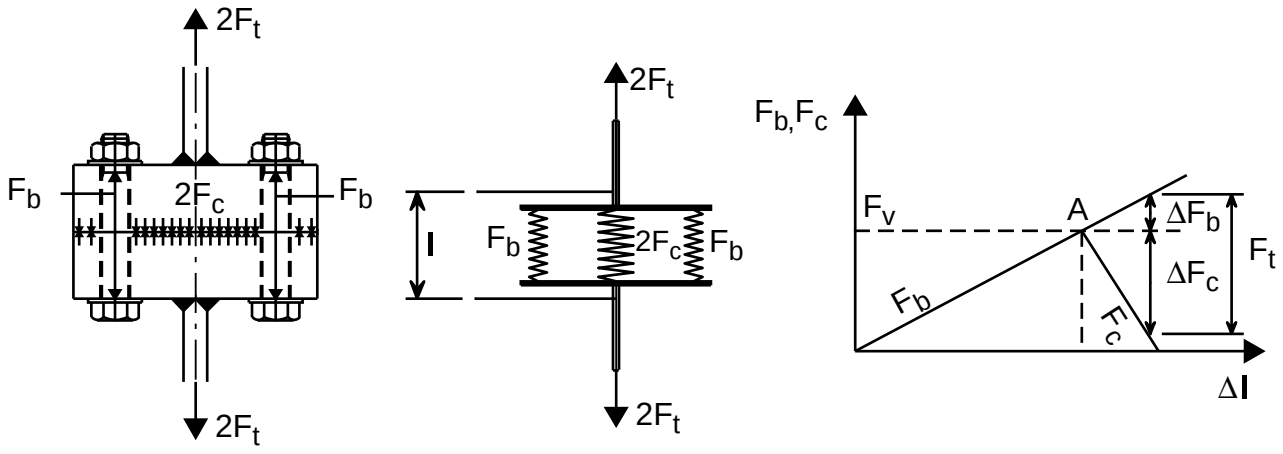


Figura 8 Conexión entre alas con tornillos con precarga

ficies en contacto se separen, debido a que la fuerza externa sobrepasará a la fuerza de pretensado F_v. En ese momento, la situación es equivalente al caso sin pretensado.

Siempre que la carga externa F_t esté por debajo de la fuerza de pretensado F_v, la situación puede considerarse como un sistema de tres resortes. Los tornillos constituyen dos resortes de pequeño tamaño, mientras que las dos alas forman un resorte rígido (figura 8).

El diagrama de la derecha de la figura 8 proporciona la relación entre las diferentes fuerzas. Cuando no hay carga externa (F_t = 0) el alargamiento debido al pretensado de los tornillos se encuentra en el punto A de este diagrama. Cuando se aplica una carga externa F_t, se producirá un estiramiento en la unión, lo que producirá un alargamiento de los tornillos y del espesor del ala que, a su vez, producirá un aumento de F_b y, al mismo tiempo, una reducción del esfuerzo de compresión F_c en las alas, tal y como se ha indicado. En cada etapa, la siguiente relación proporciona:

$$F_b = F_c + F_t$$

Del diagrama se deriva que el aumento de la fuerza externa se ve compensado en su mayor parte por una disminución de la fuerza de contacto F_c y por un pequeño incremento de las fuerzas en los tornillos F_b.

La cantidad de la desviación de las fuerzas en los tornillos, debida a la desviación en las fuerzas externas, depende del ratio de la rigidez entre las alas y los tornillos. Por lo tanto, cuanto más flexibles sean los tornillos menor será la desviación de la fuerza que sufrirán. El aumento de la longitud de los tornillos mediante la inserción de arandelas o la utilización de arandelas del resorte será beneficioso, puesto que se traducirá en que los dos resortes del diagrama (que son los tornillos y la arandela potencial, etc) serán más flexibles. La inserción de juntas elásticas entre las alas hará que el montaje de las alas tenga una mayor flexibilidad y produciría un efecto perjudicial. Las alas deben tener un gran espesor con el fin de reducir la flexibilidad a la flexión; en caso contrario la zona de contacto se convierte en un área crítica.

3.2 El Efecto del Emplazamiento del Área de Contacto

En el apartado anterior se ha mostrado que el pretensado de los tornillos situados en una unión cargada a tracción reduce la desviación de las fuerzas en los tornillos y, por lo tanto, puede evitar el agotamiento por fatiga de los tornillos. El pretensado en los tornillos debe ser mayor que la carga externa.

Sin embargo, el pretensado por sí solo no constituye siempre una garantía de una desvia-

ción de las fuerzas reducida en los tornillos. La fuerza de contacto de la unión, que se desarrolla apretando los tornillos a su pretensado, también debe localizarse en una posición favorable.

Esto se ilustra en la figura 9 mediante una unión del ala en la que el espesor del ala es mucho menor que en el ejemplo anterior y, por lo tanto, resulta flexible a la flexión. En la unión del ala de dos uniones en T, se ha establecido el emplazamiento de las fuerzas de contacto mediente la introducción de calzas movedizas de dos maneras diferentes. El emplazamiento de las calzas define el emplazamiento de las fuerzas de contacto. En ambos casos los tornillos están apretados al mismo pretensado.

En la figura 9 también se muestran los modelos esquemáticos del sistema de resortes relevante.

Área de Contacto en el Centro

En los casos en los que las calzas, y por lo tanto las fuerzas de contacto, se sitúan en el centro, hay en efecto un resorte muy rígido en la zona central en comparación con los dos resortes más flexibles que representan la flexibilidad del tornillo y la flexibilidad a la flexión de las alas (en este caso, estas últimas constituyen la parte más importante de la flexibilidad total). Este caso es similar a la situación del apartado anterior, con una diferencia mucho mayor de la rigidez entre el área de contacto y los tornillos + alas debida a la flexión de las alas.

Área de Contacto en el Extremo de las Alas

En los casos en los que el área de contacto se encuentra en el extremo de las alas (figura 9a) los resortes que representan el área de contacto y la flexibilidad a la flexión de la totalidad de las alas son muy flexibles. Por lo tanto, los resortes, que representan los tornillos más una parte de las alas, tienen una rigidez relativamente mucho mayor. Como resultado de ello, la desviación de la fuerza externa F_t producirá una desviación en las fuerzas de los tornillos de una magnitud prácticamente similar.

Resultados de las Mediciones

Para los ejemplos anteriores se han efectuado mediciones reales de las fuerzas de los tornillos [2]. Las fuerzas de los tornillos medidas en estas dos situaciones se ofrecen en la figura 10. En cada uno de los casos, se apretaron los tornillos hasta un pretensado F_v de 100 kN en cada uno de ellos. En la figura 10 se dibuja la fuerza en el tornillo F_b mediante la línea gruesa como una función de la carga externa F_t. A una F_t de cero, F_b comienza al pretensado de 100 kN. También se ofrece la fuerza externa F_t mediante la línea de rayas bajo un ángulo de

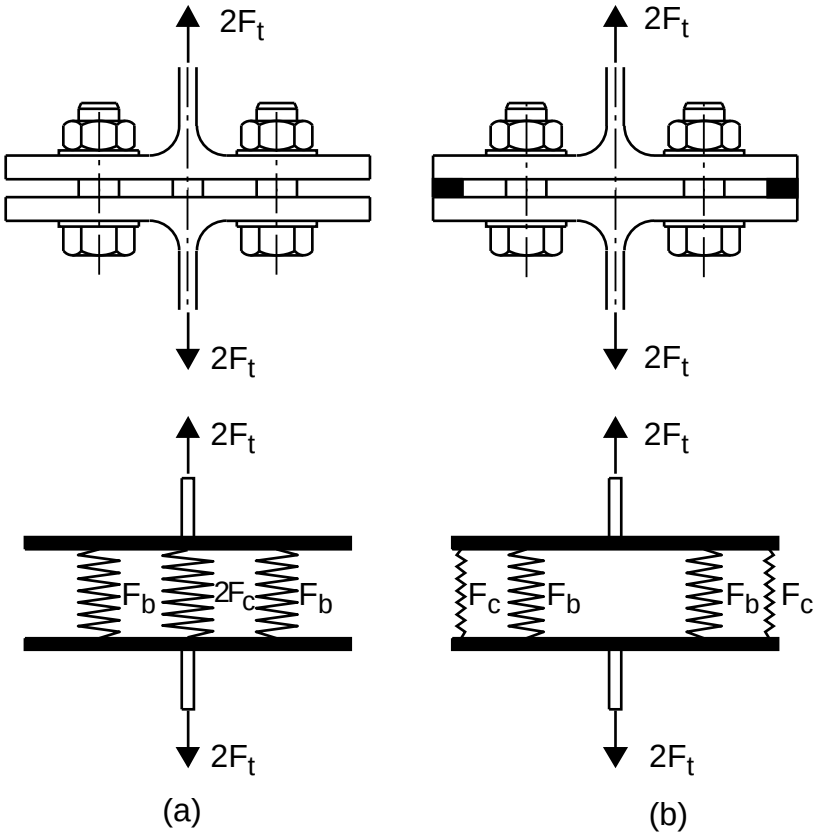
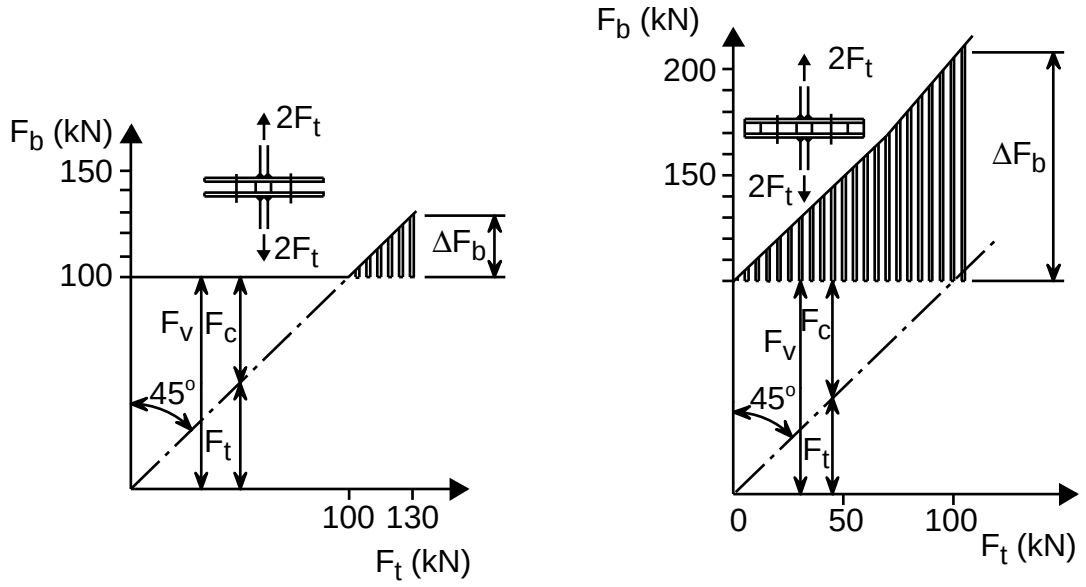


Figura 9 Conexión entre alas con emplazamientos diferentes de las fuerzas de contacto



(a) Fuerza de contacto en el centro

(b) Fuerza de contacto en los bordes de las alas

Figura 10 Medición de las fuerzas en los tornillos en función a la carga externa

45°. A partir del equilibrio de las fuerzas se observa que la distancia vertical entre esta línea y la línea gruesa de la fuerza del tornillo medida es igual a la fuerza de contacto F_c.

En la situación con el contacto en el centro (figura 10a) las fuerzas de los tornillos se mantienen casi constantes hasta que la fuerza externa sobrepasa el pretensado F_v. Esto signifi-

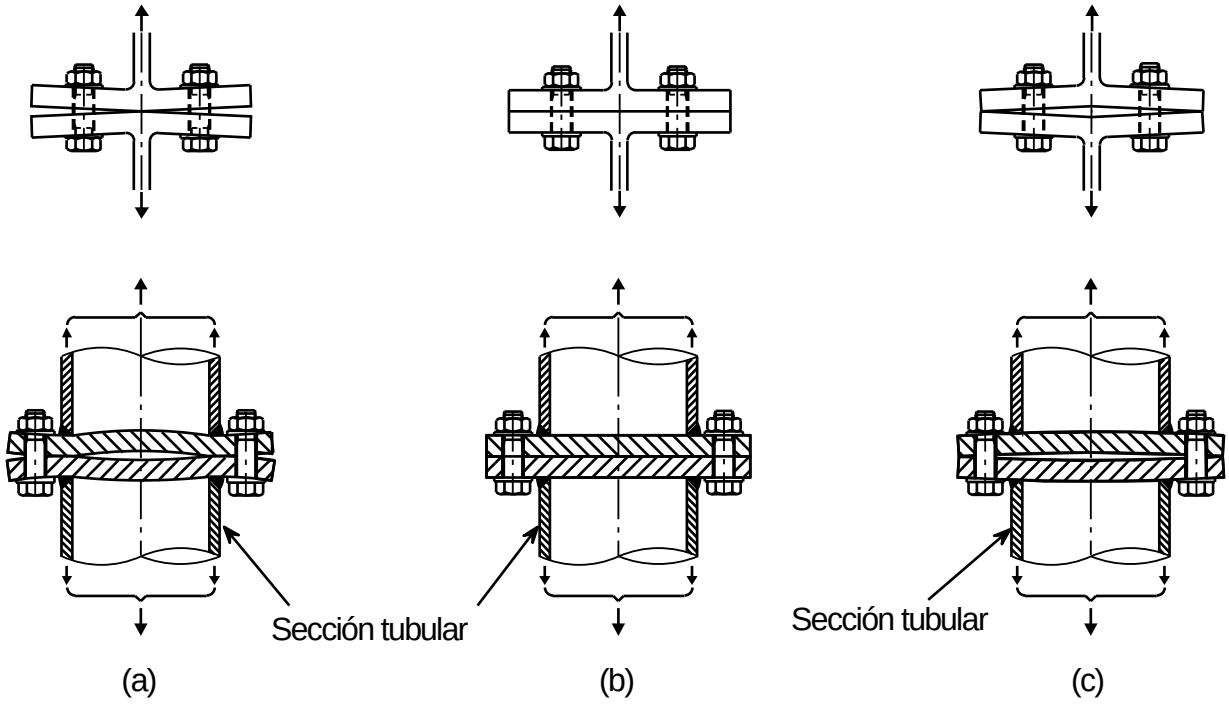


Figura 11 Diferentes emplazamientos del área de contacto: la variación de carga que experimentan los tornillos por una variación dada de las fuerzas externas aplicadas aumentará de (a) a (c)

ca que la parte de la unión, incluyendo el área de contacto (el resorte central en el modelo de resortes) es extremadamente rígida en comparación con la flexibilidad de los tornillos más la flexión de las alas (resortes laterales en el modelo de resortes). Como resultado de esto, la desviación de las fuerzas en el tornillo resulta despreciable siempre que el pretensado sea mayor que la carga externa. En este caso, no es de esperar que se produzca la rotura por fatiga.

Esto contrasta con la situación en la que las fuerzas de contacto se encontraban en el extremo de las alas (figura 10b). En esta situación, la rigidez de las alas es despreciable en comparación con la rigidez de los tornillos. Ahora, toda la carga externa se transfiere mediante los tornillos. En los casos en los que la carga externa es una carga cíclica, la desviación de la carga debe ser muy reducida, pues en caso contrario la rotura por fatiga de los tornillos se produce muy pronto.

En general, la situación más favorable con respecto a la resistencia a la fatiga se obtiene cuando el área de contacto se sitúa tan cerca como sea posible de los componentes en los que está actuando la fuerza a tracción.

En la figura 11 se ofrecen algunos ejemplos de situaciones favorables y menos favorables. En [2] y [3] se proporcionan más ejemplos.

4. FATIGA DE UNIONES ATORNILLADAS CARGADAS A CORTANTE

En la figura 2, se muestra un ejemplo simplificado de una unión atornillada cargada a cortante. La carga se transfiere de una tira a la otra por medio de las platabandas. Para llevar a cabo el montaje de la unión es posible utilizar tornillos que no estén pretensados y tornillos que sí que lo estén. Ambas situaciones tienen su propio modo de transferencia de la carga y de mecanismo de rotura.

4.1 El Principio de la Transferencia de Carga

Tornillos No Pretensados

En el caso de tornillos no pretensados, las fuerzas se transfieren mediante el apoyo de las chapas contra la espiga del tornillo y, consecuentemente, mediante el cortante en la espiga del tornillo tal y como se indica en la figura 2a. No es posible utilizar este tipo de unión cuando la carga variable cambia de signo, puesto que la holgura entre los agujeros y la espiga permite que se produzcan grandes desplazamientos repetidamente.

La transferencia de carga en este tipo de unión está muy concentrada en el emplazamiento en el que la espiga se apoya contra los agujeros, tal y como se indica en las figuras 2a y 12a.

Tornillos Pretensados

En los casos en que los tornillos están pretensados, las fuerzas se transfieren mediante la fricción de las superficies de las chapas. A los tornillos que transfieren la carga mediante fricción se los denomina Tornillos de Alta Resistencia (HSFG) (figura 12b). Con el fin de obtener el grado suficiente de las tensiones a compresión que permita la transferencia de la carga mediante fricción, es necesario utilizar tornillos de alta resistencia y un apriete controlado.

La transferencia de la carga mediante fricción se produce en la totalidad del área en la que están presentes las tensiones de compresión, debido al pretensado del tornillo, tal y como se indica en las figuras 2b y 12b. Por lo tanto, la transferencia de carga no está tan concentrada como en el caso de los tornillos no pretensados. Las uniones con tornillos HSFG también pueden utilizarse allí donde la carga variable cambia de signo.

4.2 Concentración de Tensiones Alrededor de los Agujeros

Tornillos No Pretensados

En el caso de los tornillos no pretensados se producirá una concentración de tensiones en los agujeros similar a la que se indica en la figura 12a.

La concentración de la tensión se produce como resultado del hecho de que hay un agujero en una chapa sometida a tensiones. Además, la espiga del tornillo introduce la carga de manera muy concentrada.

Tornillos Pretensados

En el caso de los tornillos pretensados, no se produce una concentración de tensiones en los agujeros. Las tensiones pueden ser incluso menores que la tensión nominal que se indica en la figura 12b.

Esto se debe al hecho de que, en el agujero, una parte de la carga ya ha sido transferida. Además, la cabeza del tornillo y la tuerca reducirán la deformación del agujero.

4.3 Emplazamiento del Agotamiento

Tornillos No Pretensados

Debido a la concentración de tensiones en el agujero, es posible que se produzca una fisura por fatiga en este lugar (véase la figura 12a). Otra posibilidad consiste en el colapso del tornillo como resultado del esfuerzo cortante

variable en la espiga en el plano de corte. La parte roscada del tornillo no debería estar en el plano de corte, puesto que el efecto de entalladura de la rosca reduciría drásticamente la resistencia a la fatiga.

Tornillos Pretensados

En el caso de los tornillos pretensados, las tensiones en los agujeros son bajas. Por lo tanto, las fisuras por fatiga no se producen en los agujeros. Normalmente la fisura de fatiga se produce en la sección gruesa de las chapas (véase la figura 12b).

La presión de contacto aplicada por el pretensado del tornillo disminuye gradualmente alrededor del agujero. La fisura se inicia allí donde la presión de contacto no es lo bastante elevada para impedir el deslizamiento entre la chapa, lo que produce la iniciación de las fisuras por rozamiento.

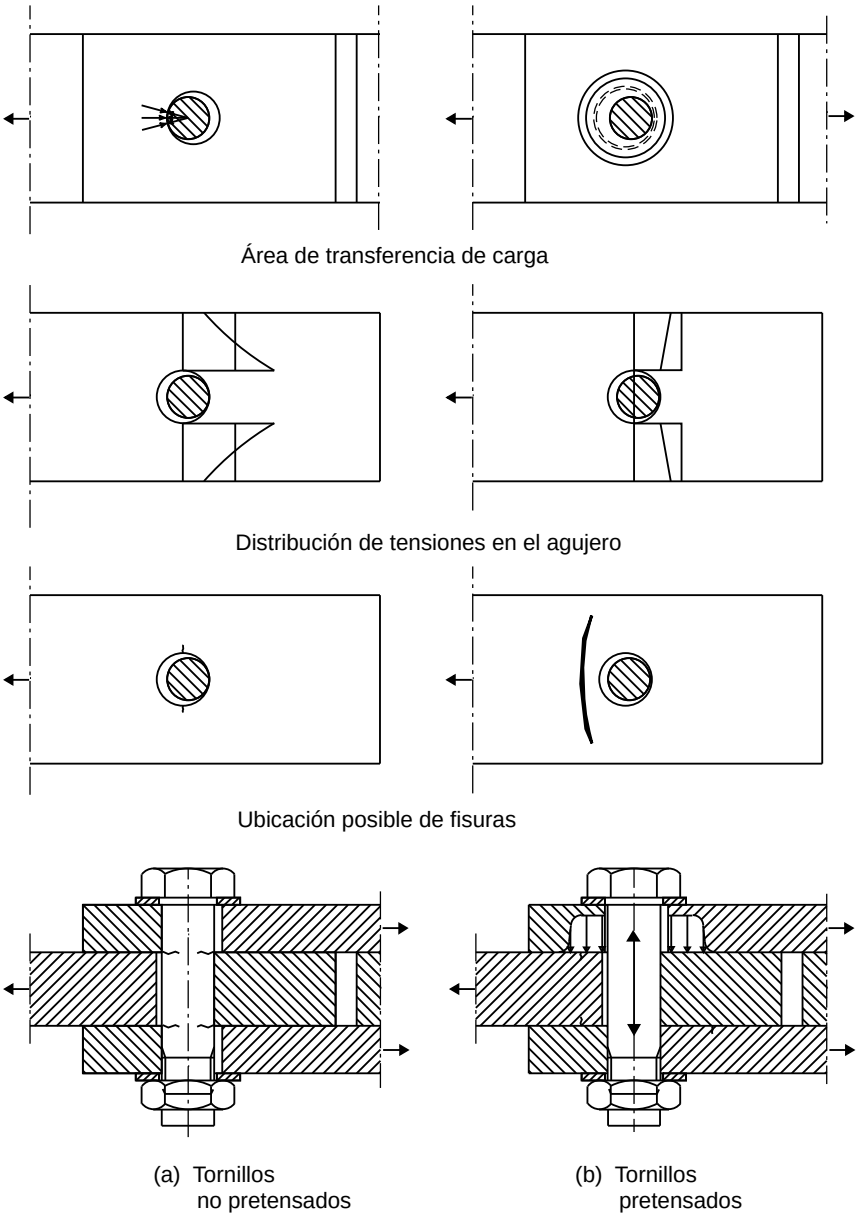


Figura 12 Situación de tensiones y ubicación posible de una fisura

5. CURVAS DE CÁLCULO DE FATIGA PARA UNIONES CARGADAS A CORTANTE

5.1 Tornillos No Pretensados

En este caso existen dos agotamientos probables: el de la espiga de los tornillos y el de las chapas. Se deben verificar ambos frente a las curvas de cálculo relevantes.

En el caso de la espiga del tornillo cargada a cortante, en la figura 13 se ofrece la resistencia calculada, de acuerdo con el Eurocódigo 3 [4]. La rosca no está permitida en el plano de corte.

En el caso de las chapas, se deben calcular las tensiones para la sección neta y se debe utilizar la categoría de detalle 112, de acuerdo con la clasificación del Eurocódigo 3 [4].

5.2 Tornillos Pretensados

En el caso de los tornillos pretensados, los tornillos en sí no fallarán siempre y cuando el pretensado de los tornillos impida el deslizamiento total.

Las chapas pertenecen a la misma categoría que las del caso sin pretensado. Sin embargo, debido a que la rotura no se produce en la sección neta, es posible utilizar la sección gruesa de la chapa para calcular las tensiones de fatiga.

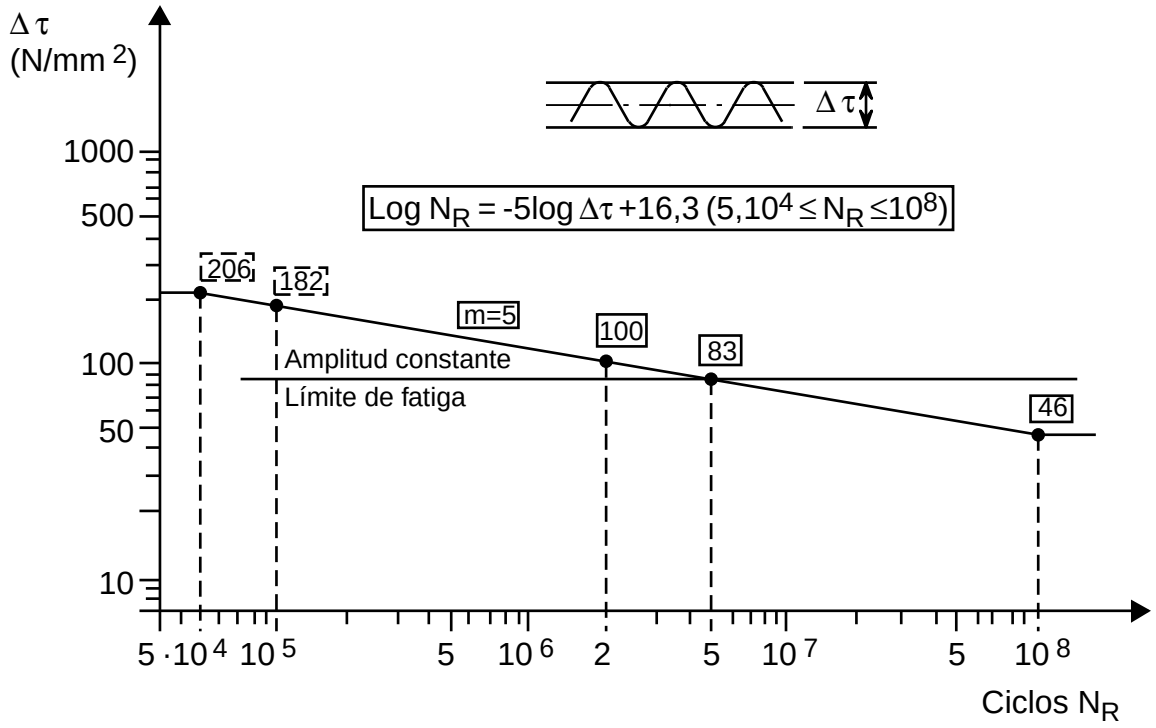


Figura 13 Curva de cálculo de fatiga para tornillos bajo carga de cortadura (el plano de cortadura no contiene ninguna rosca)

6. OBSERVACIONES RELATIVAS A LA MAGNITUD DEL PRETENSADO

La magnitud del pretensado total debe ser lo bastante grande para evitar el deslizamiento (conexión a cortante) o la desaparición de las fuerzas de contacto (conexión cargada a tracción) en la carga máxima posible de la unión.

Cuando la unión esté cargada a cortante, cualquier deslizamiento de la unión debido a una carga extrema puede reducir el coeficiente de fricción por un coeficiente desconocido. Así pues, es necesario designar el pretensado en base al caso de carga extrema máxima. El procedimiento del cálculo para evitar este hecho puede encontrarse en la lección 13.3.2. Otra manera de evitar el deslizamiento debido a casos de carga extrema accidentales consiste en la utilización de tornillos de inyección [6].

Cuando la unión está cargada a tracción, una “sobrecarga” que cancele las fuerzas de contacto producirá una desviación de las fuerzas en el tornillo. Esto en sí mismo no producirá la fisura por fatiga, puesto que el número de ciclos es limitado. Sin embargo, tras esta carga, el pretensado del tornillo puede verse reducido debido a la fluencia local y a la deformación plástica resultante del tornillo o a las áreas de contacto entre tornillos y alas.

7. RESISTENCIA A FATIGA DE LOS TORNILLOS DE ANCLAJE

En la lección 13.3.2 se describe el dimensionamiento de los tornillos de fijación bajo carga estática, así como su anclaje a la base.

En lo relativo a la resistencia a la fatiga, los tornillos de anclaje no se comportan de la misma manera que los tornillos normales; algunos parámetros son diferentes: el tamaño de la rosca, el diámetro y el método de conformación de la rosca.

Algunos resultados de ensayos han demostrado [7] que ni el diámetro del tornillo ni el tamaño de la rosca ejercen ninguna influencia sobre el comportamiento ante la fatiga; la vida a la fatiga era prácticamente idéntica en el caso de las probetas de los ensayos que en el de tornillos normales.

Por otra parte, el método de conformación de la rosca sí que influye sobre la resistencia a la fatiga. Se efectuaron pruebas con tornillos de anclaje con roscas laminadas o con roscas maquinadas. Las probetas con roscas laminadas proporcionaron la vida a la fatiga mayores. Este mejor rendimiento puede deberse a las tensiones residuales de compresión en el fondo de la rosca generadas por la operación de laminación de la rosca.

Cuando se maquinan las roscas automáticamente, esta operación deja una transición en el final de las mismas. Se trata de una entalladura pronunciada adyacente a una zona de barra lisa. Se ha demostrado que hay una importante concentración de tensiones en la entalladura que induce a la formación de fisuras por fatiga.

Por lo tanto, parece que las roscas laminadas mejoran el rendimiento ante la fatiga del tornillo y su utilización se recomienda cuando estén disponibles. Es necesario tener en cuenta que la vida a la fatiga de un tornillo no es tan sólo una función de la rosca del mismo, sino también de la tuerca.

Tal y como se ha mencionado anteriormente para los tornillos normales, la utilización de una tuerca doble aumenta la resistencia a la fatiga y su influencia parece ser aún mayor en el caso de los tornillos de anclaje.

Todas las consideraciones descritas en el apartado 5 con respecto a la influencia del efecto de palanca son aplicables para las uniones hechas con tornillos de fijación. Por ejemplo, pruebas realizadas in situ han demostrado que los diseños de las figuras 14b y 14d proporcionan un comportamiento ante la fatiga mejor que las soluciones de las figuras 14a y 14c.

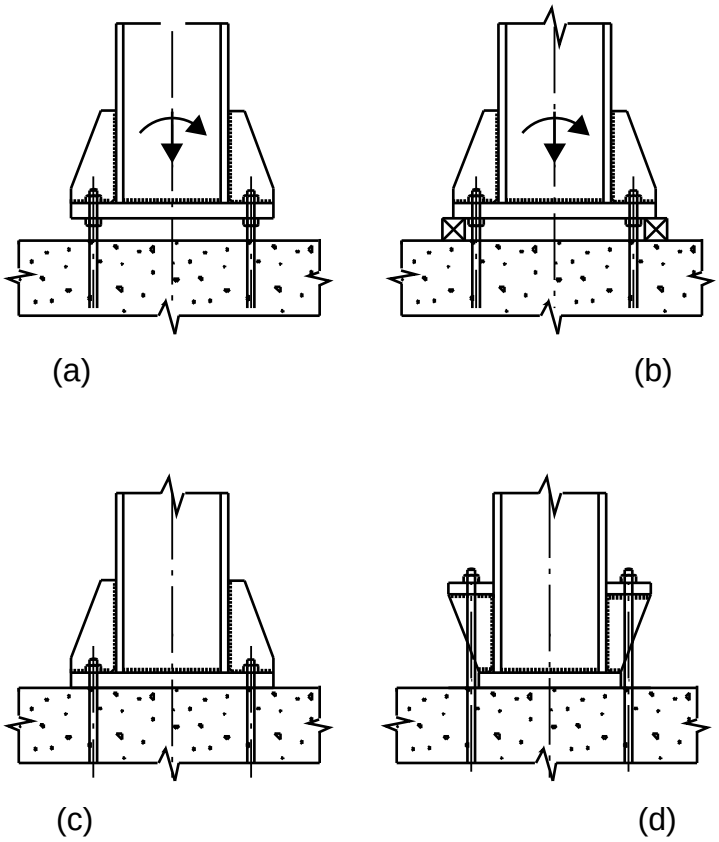


Figura 14 Pernos de anclaje

8. RESUMEN FINAL

- Un tornillo cargado a tracción ofrece un bajo rendimiento ante la fatiga.
- En una unión atornillada cargada a tensión, es posible evitar la fatiga de los tornillos pretensionándolos y teniendo cuidado de que el área de contacto esté situada en un emplazamiento favorable.
- En general, se obtiene una posición favorable del área de contacto con respecto a la fatiga de los tornillos cuando ésta se sitúa tan cerca como sea posible de los componentes en los que esté actuando la fuerza de tracción.
- En el caso de una unión atornillada con carga de fatiga a cortante, el pretensado de los tornillos proporciona las siguientes ventajas frente al caso de los tornillos sin pretensado:
  - La carga variable puede cambiar de signo.
  - Se permite la rosca del tornillo en el plano de corte.
  - Se potencia la resistencia a la fatiga de la unión, puesto que las tensiones se basan en la sección gruesa en lugar de en la sección fina.

9. BIBLIOGRAFÍA

[1] Frost, N.E., March, K.J., Pook, L.P., Metal fatigue, Oxford University Press 1974, ISBN 0198561148.

[2] Bouwman, L.P., Bolted connections dynamically loaded in tension, ASCE, J. of the Structural Division, Vol. 108, No. ST, September 1982.

[3] European recommendations for bolted connections in structural steelwork, No. 38, March 1985.

[4] Eurocódigo 3: “Design of steel structures”: ENV 1993-1-1: ENV 1993-1-1: ENV 1993-1-1: Part 1.1, General rules and rules for buildings, CEN, 1992.

[5] Gurney, T.R., Fatigue of welded structures, Cambridge 1968.

[6] Bouwman, L.P., Gresnigt, A.M., Dubois, G.A., European Recommendations for Bolted Connections with Injection Bolts, ECCS-TC10 draft.

[7] Frank, K.H., Fatigue Strength of Anchor Bolts, ASCE, Journal of the Structural Division, vol. 106, ST 6, June 1980.

ESDEP TOMO 14
DISEÑO PARA FATIGA

Problema resuelto 14.2: Cálculo de la vida a la Fatiga de una Unión Tubular con Tornillos de Alta Resistencia Cargados a Tracción

CONTENIDO

Problema Resuelto 14.2: Cálculo de la vida a la fatiga de una unión tubular con tornillos de alta resistencia cargados a tracción.

1. Resumen
2. Introducción
3. Comprobación de la resistencia estática
4. Cálculos de la vida a la fatiga
5. Conclusiones
6. Bibliografía

1. RESUMEN

Una barra tubular a tracción de una estructura tiene una unión realizada con platabandas soldadas y tornillos de alta resistencia cargados a tracción. Se muestra la importancia del emplazamiento de la cara de contacto y del pretensado de los tornillos. También se presenta la vida a la fatiga de los detalles soldados de la unión.

Referencia

Las referencias que se indican son relativas a la cláusula y tablas contenidas en el Eurocódigo 3: Parte 1.1 EC3, salvo que se indique lo contrario.

2. INTRODUCCIÓN

Una barra tubular cargada a tensión de una estructura se somete a una carga repetida con fuerzas que varían entre un mínimo de 960 kN y un máximo de 1440 kN. La unión es un detalle no seguro ante el agotamiento, aunque es objeto de inspecciones periódicas con buena accesibilidad. El material proyectado para el tubo es acero de clase FE E 355 y la unión del ala utilizará tornillos de alta resistencia de la clase 10.9.

El proyecto estructural de la unión es tal que se han de considerar las fuerzas de palanca. En la figura 1 se muestran los detalles estructurales, que se dividen en dos casos; en primer lugar el detalle 1, que cuenta con un anillo de contacto alineado con las barras tubulares y, en segundo lugar, el detalle 2, que no está provisto de anillo, aunque se asegura el contacto entre las alas en el área inmediata a cada tornillo.

Tras verificar la resistencia estática de la unión, se calculará la vida a la fatiga, tanto de la soldadura tubo/ala como de la unión atornillada.

Se investiga la influencia del nivel del apriete del tornillo.

Clase de acero FE E 355

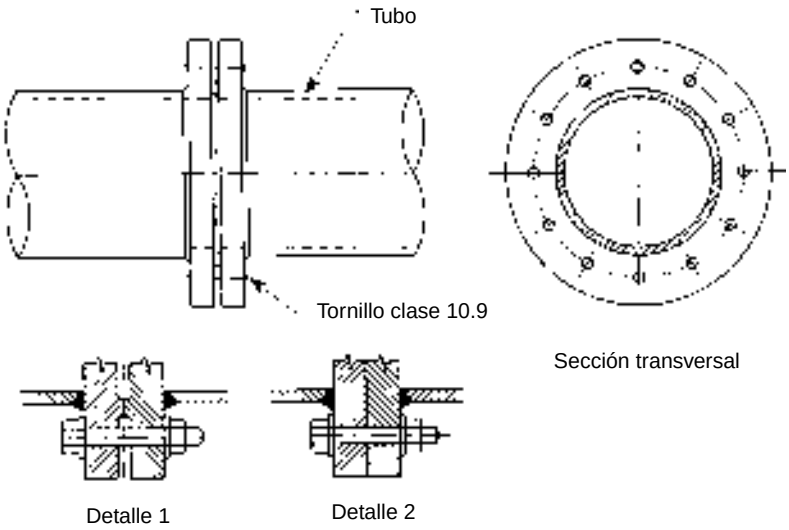


Figura 1 Vista de conjunto de la unión atornillada en el tubo

Referencia

3. COMPROBACIÓN DE LA RESISTENCIA ESTÁTICA

3.1 Estado Límite de Rotura

3.1.1 Fuerzas internas

Máxima fuerza aplicada:

= 1440 kN

Coeficiente parcial de seguridad: Tabla 2.2

γ_Q = 1,5

$N_{t.Sd}$ = 1,5 × 1440 = 2160 kN

3.1.2 Resistencia proyectada

3.1.2.1 Resistencia a la tracción proyectada del tubo

El coeficiente parcial de seguridad para el material γ_{M1} = 1,1. 5.1.1

Resistencia plástica proyectada de la sección total: 5.4.4

$N_{pl.Rd} = A\, f_y / \gamma_{M1}$

$$\therefore A = \frac{2160 \times 100 \times 1{,}1}{355} = 6690 \text{ mm}^2$$ prEN 10210-2

Escoja la magnitud normalizada conveniente del tubo con el fin de que satisfaga esta expresión, por ejemplo en el caso de 323,9 mm de diámetro × 8 mm de espesor de pared, A = 7940 mm^2

Por lo tanto, la resistencia plástica de la sección es:

$$N_{pl.Rd} = \frac{7940 \times 355}{1000 \times 1{,}1} = 2562 \text{ kN}$$

3.1.2.2 Resistencia a la tracción proyectada de los tornillos

Pruebe la unión con 12 tornillos M22 - 10.9

Área de la tensión de tracción: A_s = 303 mm^2 EN20898-2 ISO 898-2

Referencia

Resistencia a la rotura por tracción: f_{ub} = 1000 N/mm^2 — Tabla 3.3

Coeficiente parcial de seguridad: γ_{Mb} = 1,25 — 6.1.1

Resistencia a la tracción proyectada:

por tornillo: $F_{t.Rd} = 0{,}9\ f_{ub}\ A_s / \gamma_{Mb}$ — Tabla 6.5.3

$= 0{,}9 \times 1000 \times 303/1{,}25 = 218\ 000$ N

$= 218$ kN

Para los doce tornillos:

$N_{t.Rd} = 12 \times 218 = 2616$ kN

3.1.3 Condiciones

$N_{t.Sd} < N_{pl.Rd}$: $2160 < 2562$

$N_{t.Sd} < N$: $2160 < 2616$

Por lo tanto, 12 tornillos M22, Clase 10.9 resultan adecuados para la resistencia estática.

Referencia

4. CÁLCULOS DE LA VIDA A LA FATIGA

La carga repetida con una variación de 960 kN a 1440 kN origina unas tensiones en el tubo escogido de un mínimo de σ = 120 N/mm y un máximo de σ = 180 N/mm^2.

El tubo se ve sometido a una carrera de tensión de:

$$\Delta\sigma = 180 - 120 = 60 \text{ N/mm}^2$$

4.1 Cálculo de la Vida a la Fatiga para la Soldadura

La unión se somete a una carga de fatiga con una amplitud constante de $\Delta\sigma$ = 60 N/mm ^{2}.

La unión se clasifica como perteneciente a la categoría EC 50 (chapa soldada a un tubo con una soldadura a tope); $\Delta\sigma_D$ = 37 N/mm^2 — Tabla 9.6.1

Considerando un coeficiente parcial de seguridad γ_{Mf} = 1,25, la vida a la fatiga es: — Tabla 9.3.1

$$N = 5 \times 10^6 \left[\frac{37/1{,}25}{1{,}0 \times 60}\right]^3 = 6{,}0 \times 10^5$$ — Ecuación (9.7)

La vida a la fatiga proyectada para la unión soldada es de 6×10^5 ciclos.

4.2 Cálculos de Vida a la Fatiga de los Tornillos

Para la carga de fatiga se recomienda que los tornillos para las uniones a tracción sean pretensados, pero en este ejemplo se consideran tanto los tornillos pretensados como los no pretensados.

4.2.1 Pretensado de los tornillos

La precarga proyectada por tornillo:

$$F_{p.Cd} = 0{,}7\, f_{ub}\, A_s$$

$$= 0{,}7 \times 1000 \times 303 = 212\,000 \text{ kN}$$ — Cl. 6.5.8.2

$$= 212 \text{ kN}$$

Referencia

4.2.2 Comportamiento de los tornillos transmisores de fuerzas externas

Como puede deducirse a partir de la figura 1, las fuerzas de palanca del detalle pueden ignorarse cuando se proporciona un anillo de asiento.

En el caso de que no exista pretensado en los tornillos, la fuerza de tracción por tornillo debido a las fuerzas externas oscilaría entre:

$$F_{t.b.max} = \frac{1440}{12} = 120 \text{ kN}, \qquad y \qquad F_{t.b.min} = \frac{960}{12} = 80 \text{ kN}$$

En el caso del pretensado de los tornillos, hasta 212 kN, en presencia de un anillo de contacto situado cerca de la pared del tubo, las fuerzas externas se transfieren mediante la disminución de la fuerza de contacto. La tracción en el tornillo permanece prácticamente constante. Por lo tanto, los tornillos no se ven sometidos a fatiga ya que la carrera de tensión en los tornillos mismos es reducido o inexistente. Es necesario comprobar que la fuerza de contacto sea mayor que la fuerza externa. Con el fin de asegurar que no se produzca fatiga en los tornillos, se tiene en cuenta un coeficiente de seguridad para el pretensado de los tornillos.

En este caso se selecciona un coeficiente de seguridad de γ_{Mf} = 1,25 puesto que se trata de un componente no seguro ante el agotamiento que está sometido a inspección y mantenimiento periódicos y es accesible. Se asume que la carga de fatiga asignada ya incorpora el valor apropiado de un coeficiente de seguridad, por lo tanto γ_{Ff} = 1,0.

Atendiendo al valor estimado del pretensado de los tornillos y utilizando el coeficiente de seguridad γ_{Mb} = 1,25, el cálculo se efectúa con un pretensado de:

$$F_p = 212/1{,}25 = 170 \text{ kN}$$

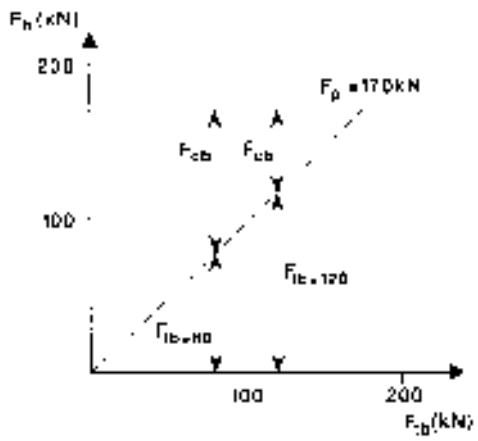
Ahora se ha de considerar una fuerza de contacto de $F_c = 12 \times 170 = 2040$ kN.

La fuerza externa total tiene una magnitud de $F_{t.max}$ = 1440 kN

La fuerza externa no es superior a la fuerza de contacto causada por la fijación de los tornillos pretensados.

Por lo tanto, los tornillos no se ven sometidos a la fatiga.

La figura 2 muestra el comportamiento de los tornillos pretensados. Es posible observar que la transmisión de la parte proporcional de la fuerza externa por tornillo ($F_{t.b}$) se produce mediante la reducción de la fuerza de fijación en el tornillo ($F_{c.b}$), sin modificar la tracción.



cuando $F_{t.b} < F_p$
$F_b = F_{t.b} + F_{c.b}$

(F_b = fuerza en tornillo)
$F_{t.b.max}$ = 120 KN
$F_{t.b.min}$ = 8 KN

Figura 2: Transmisión de una fuerza de tracción externa en un tornillo de alta resistencia con la suficiente precarga

4.2.3 Apriete del tornillo

A continuación consideremos el caso en el que no hay anillo de contacto, pero las alas son planas y se confirma el contacto en las proximidades de los agujeros de los tornillos antes de proceder al apriete total de los tornillos. En este caso se producirá acción de palanca, con el nivel de las fuerzas de palanca dependiente de la distancia de los tornillos entre el tubo y el canto del ala. Supongamos, para los propósitos de este ejemplo, que estas fuerzas de palanca intentan modificar la interacción entre la fuerza de contacto y la tracción del tornillo en un 30% de la fuerza extrema aplicada por tornillo. La modificación efectiva de las fuerzas del tornillo es ahora de 1,3 veces que la que se utilizó en el caso en el que no existe la acción de palanca, es decir, 1,3 $\times$ 1440 = 1872 kN. Este valor sigue siendo inferior al de la fuerza de contacto de 2040 kN que proporciona el pre-apriete y, por lo tanto, no existe una solicitación de fatiga significativa en el tornillo.

4.2.4 Influencia del nivel del pretensado sobre la fatiga de los tornillos

Con el fin de mostrar la influencia de los niveles del pretensado sobre la fatiga, en este ejemplo se asume que no existe pretensado en los tornillos.

La fuerza externa oscila entre:

$F_{t.min}$ = 960 kN y $F_{t.max}$ = 1440 kN

La tracción en el tornillo ya no permanece constante y el campo/tornillo es:

Referencia

$$\Delta F_b = \frac{1440 - 960}{12} = 40 \text{ kN}$$

Carrera de tensión en el tornillo:

$$\Delta \sigma = \frac{40 \times 1000}{303} = 132 \text{ N/mm}^2$$

La figura 3 muestra el comportamiento de los tornillos.

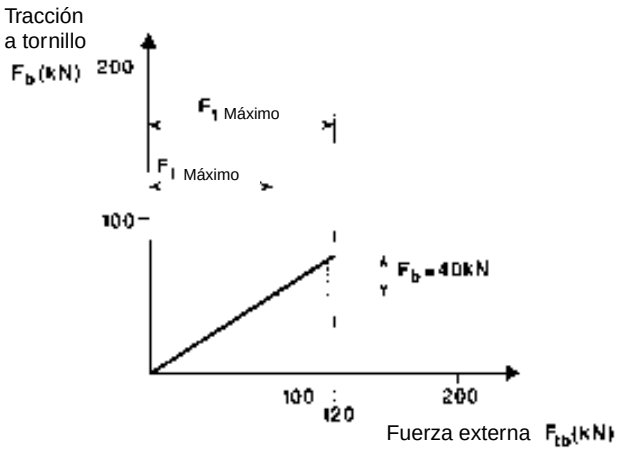


Figura 3 Comportamiento de los tornillos en el caso de que no exista pretensado

La resistencia a la fatiga de un tornillo a tracción se clasifica en la categoría EC 36 * Tabla 9.8.1

El asterisco significa que es posible aumentar la clasificación en una categoría de detalle, siempre y cuando el límite a la fatiga de amplitud constante se fije igual a la resistencia a la fatiga a 10 millones de ciclos para m = 3. La siguiente categoría superior es EC 40, 9.7.3(2)

y para esta categoría: $\Delta\sigma = 40$ N/mm^2 a 2 millones de ciclos, y

$\Delta\sigma = 23$ N/mm^2 a 10 millones de ciclos. Tabla 9.7.1

Si también se omite el coeficiente parcial de seguridad, el número de ciclos que puede esperarse es:

$$N = 2\ 10^6 \left[\frac{40}{132}\right]^3 = 5{,}56\ 10^4 \text{ ciclos}$$

Cuando se tiene en cuenta la acción de palanca, se puede asumir que la fluctuación de la tracción del tornillo es de 1,3 $\times$ 132 = 172 N/mm^2. Esto proporcionaría una vida a la fatiga de tan sólo 2,5 10^4 ciclos.

5. CONCLUSIONES

La unión tubo/ala, tal y como está proyectada, tiene las siguiente vida a la fatiga calculadas:

Detalle	Vida a la fatiga (ciclos)
Soldadura	6×10^5
Tornillos pretensados hasta la totalidad del nivel recomendado	Sin límite
Tornillos no pretensados (con anillo de contacto)	$5{,}6 \times 10^4$
Tornillos no pretensados (contacto confirmado en las proximidades de los agujeros de tornillo)	$2{,}5 \times 10^4$

Referencia

6. BIBLIOGRAFÍA

[1] Bouwman, L. P., Bolted Connections Dynamically Loaded in Tension, Journal of the Structural Division, Proceedings of the American Society of Civil Engineers, Vol. 108, No. ST9, September 1982.

ESDEP TOMO 14
DISEÑO PARA FATIGA

Lección 14.7: Análisis de la Confianza y los Factores de Seguridad Aplicados al Cálculo de la Fatiga

OBJETIVOS

Introducir los conceptos principales y sus derivaciones con respecto tanto a la evaluación estadística de la resistencia a la fatiga de detalles estructurales como a la determinación de coeficientes parciales de seguridad en los que se basan las reglas contenidas en el Eurocódigo 3 [1] para la evaluación de la fatiga.

CONOCIMIENTOS PREVIOS

Ninguna.

LECCIONES AFINES

Lección 14.8: Conceptos Básicos de Cálculo de Fatiga en el Eurocódigo 3

RESUMEN

Esta lección presenta una visión global del procedimiento de análisis estadístico aplicado a los resultados de pruebas de fatiga, de un detalle en particular, con el fin de establecer la curva S-N más apropiada. Se presta una atención especial a la definición de los coeficientes parciales de seguridad contenidos en el Eurocódigo 3 para la evaluación del cálculo de la fatiga [1]. Se discute la utilización de un nivel adecuado de tolerancia a los daños basado en la suficiente resistencia residual y rigidez de los elementos remanentes entre los intervalos de inspección, hasta que sea posible detectar y reparar la fisura de fatiga.

1. INTRODUCCIÓN

La rotura por fatiga puede producirse en muchas estructuras de ingeniería sometidas a cargas repetidas. Muchos de los colapsos que se producen en estructuras son debidos al proceso de propagación de la fisura de fatiga. Es posible observar la rotura en muchas estructuras de ingeniería civil, tales como puentes, grúas, vigas-carril de puente grúa, plataformas petrolíferas o estructuras marinas, torres de transmisión, chimeneas, remontes de esquí, etc. Se tiene constancia de que la predicción de la durabilidad de las estructuras sometidas a cargas de fatiga constituye un problema muy difícil. Con frecuencia, las tensiones presentes en una estructura de ingeniería civil están causadas por cargas aleatorias; las propiedades de los materiales y las condiciones del trabajo de taller de la estructura también pueden variar de manera aleatoria. La influencia combinada de todas estas variables se traduce en una amplia dispersión de las predicciones de vida.

Como resultado de ello, a pesar de los progresos que se han hecho para la comprensión del mecanismo de la fatiga y del conservadurismo que se ha introducido en el cálculo contra el agotamiento por fatiga, las reglas para el cálculo todavía se basan en un “enfoque de tolerancia a los daños” que está más o menos justificado por análisis de confianza.

2. ANÁLISIS ESTADÍSTICO DE LAS CURVAS S-N

Las curvas S-N se evalúan en base a una serie de ensayos de fatiga efectuados sobre probetas que comprenden el detalle estructural para el que es necesaria la evaluación de la resistencia a la fatiga. Cuando se dibujan los resultados de los ensayos de fatiga en una escala logarítmica, es decir, logaritmo (rango de tensión, $\Delta\sigma$) frente a logaritmo (número de ciclos hasta la rotura) se observa una considerable dispersión estadística de los datos de fatiga, tal y como se ilustra en la figura 1.

En lugar de adoptar un enfoque basado en un límite inferior, se efectúa una evaluación estadística de los resultados de los ensayos de fatiga. Asumiendo una relación lineal entre el logaritmo $\Delta\sigma$ y el logaritmo N, resulta posible escribir la siguiente ecuación:

$$\log N = \log A - m \cdot \log \Delta\sigma \qquad (1.1)$$

Supongamos que

$$y = \log N;\ x = \log \Delta\sigma;\ a = \log A;\ b = -m \qquad (1.2)$$

donde log es el logaritmo en base 10.

El primer paso del análisis estadístico consiste en aplicar una técnica del análisis de la regresión lineal normalizado de los datos con el fin de obtener cálculos de a y de b, designados como $\bar{a}$ y $\bar{b}$ respectivamente. Cada par de datos de fatiga $y_i = \log y\ N_i$ y $x_i = \log \Delta\sigma_i$ debe satisfacer la relación:

$$y_i = \bar{a} + \bar{b} \cdot x_i + e_i \qquad (1.3)$$

donde e_i se denomina el residual.

Los cálculos de $\bar{a}$ y $\bar{b}$ se determinan de tal manera que la suma de los cuadrados de los residuales sea un mínimo. Esta condición conduce a los siguientes cálculos [2].

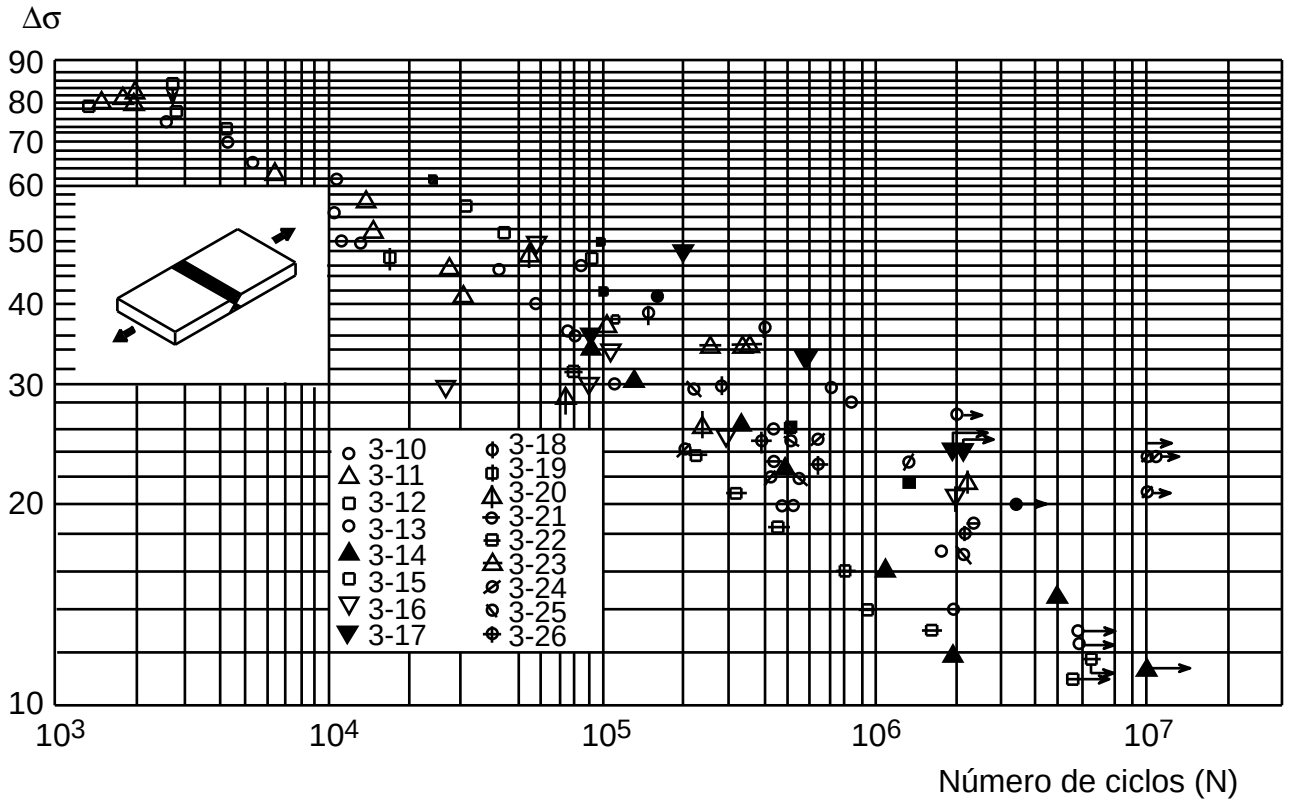


Figura 1 Ejemplo de dispersión de resultados obtenidos en ensayos de fatiga (soldaduras a tope, efecto de la geometría de la soldadura)

$$\bar{b} = \frac{\sum_{i=1}^{n} x_1 y_1 - \left(\sum_{i=1}^{n} x_1\right)\left(\sum_{i=1}^{n} y_i\right)}{\sum_{i=1}^{n} x_1^2 - \left(\sum_{i=1}^{n} x_1\right)^2} \qquad (1.4)$$

y

$$\bar{a} = \bar{y} = \bar{b}.\bar{x} \qquad (1.5)$$

donde $\bar{y}$ y $\bar{x}$ son respectivamente las medias de y_i y x_i, es decir,

$\bar{x} = \frac{\sum x_i}{n}$, $\bar{y}\ \frac{\sum y_i}{n}$ donde n es el número de puntos de referencia (tamaño de la muestra).

El segundo paso consiste en hallar la variación de la distribución $\phi(y_i)$ en una cierta x_i. Se asume que la variación de y_i, escrita $Var(y_i)$, es constante para todos los valores de x_i = $\log\Delta\sigma_i$. La hipótesis de la varianza constante es cuestionable en ocasiones, pero se revela cierta para una mayoría de datos de los ensayos de fatiga. Generalmente, también se asume que, para cualquier valor fijo de x_i, el valor correspondiente de y_i forma una distribución normal.

Uno de los principales indicadores de comparación que se utiliza en relación con el sistema de clasificación adoptado en el Eurocódigo 3 [1] es la resistencia característica a dos millones de ciclos, escrita $x_c = \log \Delta\sigma_c$. Supongamos que $y_c = \log N_c$ sea la variable aleatoria correspondiente a un cierto valor de x_c.

La distribución muestral de y_c puede obtenerse en base al siguiente cálculo [2]:

$$\bar{y}_c = \bar{a} + \bar{b}.x_c \qquad (1.6)$$

y

$$Var\,(y_c / x_c) = \sigma^2 y_c\, x_c = s_y^2\left(1 + \frac{1}{n} + \frac{x_c - x}{s_{xx}}\right) \qquad (1.7)$$

donde Var (y_c/x_c) es la varianza de y_c para x igual a x_c.

$$s_y^2 = \frac{(S_{yy} - b.S_{xy})}{n-2} \qquad (1.8)$$

donde

$$S_{yy} = \sum y_1^2 - \frac{(\sum y_i)^2}{n} \quad y \quad S_{xx} = \sum x_i.y_i - \frac{\sum x_i.\sum y_i}{n} \qquad (1.9)$$

La siguiente expresión proporciona una estimación del intervalo de confianza del 95% para y_c:

$$y_{ck} = y_c - t_{95}.\sigma y_c / x_c \qquad (10)$$

donde t_{95} es el porcentual del 95% de la distribución de estudio con n-2 grados de libertad [2]. Por lo tanto, existe la confianza de que el 95% de los datos t para “el estudio” de y_c tendrán valores superiores a y_{ck}.

Con gran frecuencia sucede que, en los análisis de los ensayos de fatiga, el tamaño de la muestra es pequeño ($n \leq 30$) y el valor de la estimación de la variación de y_c, tal y como lo define la ecuación (1.7) varía considerablemente entre muestras. Con el fin de considerar este hecho, se ha asumido que la distribución de $\phi(y_i)$ para un tamaño de muestra $n \leq 30$ sigue una distribución t de estudio.

Conociendo y_{ck} en base a la ecuación (1.10), es posible calcular la resistencia característica a dos millones de ciclos a partir de la ecuación (1.1). Finalmente se lleva a cabo la estimación de la confianza de un lado para un punto concreto al que se denomina como la resistencia característica a dos millones de ciclos.

La siguiente ecuación proporciona la curva S-N característica:

$$\log N_k = (\log A - t_{95}.\sigma_{yc\,xc}) - m.\log\Delta\sigma_k \qquad (1.11)$$

y la resistencia característica a dos millones de ciclos puede calcularse a partir de:

$$\log \Delta \sigma_{kc} = \frac{(\log A - t_{95} \cdot \sigma_{yc\,xc}) - \log (2 \times 10^6)}{m} \quad (1.12)$$

Por lo tanto

$$\Delta \sigma_{kc} = 10^{\log \Delta \sigma_{kc}} \quad (1.13)$$

la tabla siguiente. No se ha observado rotura en las cinco primeras probetas para un número de ciclos superior a dos millones. La curva característica de la resistencia a la fatiga correspondiente al detalle concreto se determina de la siguiente manera:

Primer Paso: Efectuar el análisis de regresión lineal:

Rango de Tensión $\Delta\sigma$ (N/mm^2)	Número de Ciclos N (x 1000)	Identificación de la Rotura
74	Más de 2000	sin rotura
74	id	sin rotura
108	id	sin rotura
108	id	sin rotura
108	id	sin rotura
108	1077	con rotura
108	800	id
139	597	id
139	537	id
202	204	id
202	188	id
202	107	id
265	79	id
265	70	id
265	42	id

Tabla Datos de los Ensayos de Fatiga

Ejemplo Numérico

Asumamos que se ha sometido a ensayos un detalle bajo carga de fatiga de amplitud constante. Los datos de los ensayos de fatiga se ofrecen en

La evaluación de a y de b de acuerdo con las ecuaciones (1.4) y (1.5) puede obtenerse a partir de la siguiente tabla numérica que incluye únicamente las pruebas que han roto por fatiga.

Nº	$\Delta\sigma_\iota$(N/mm^2)	x_i=log $\Delta\sigma_\iota$	y_i=log N_i	x^2_1	y^2_1	$x_1 \cdot y_1$
1	108	2,03	6,032	4,135	36,388	12,266
2	108	2,03	5,903	4,135	34,846	12,003
3	139	2,14	5,776	4,593	33,362	12,378
4	139	2,14	5,730	4,593	32,833	12,279
5	202	2,31	5,310	5,315	28,192	12,241
6	202	2,31	5,274	5,315	27,817	12,159
7	202	2,31	5,029	5,315	25,295	11,594
8	265	2,42	4,898	5,872	23,987	11,868
9	265	2,42	4,845	5,872	23,475	11,741
10	265	2,42	4,623	5,872	21,374	11,203
Σ		22,5387	53,4204	51,0149	287,568	119,733

$$b = \frac{n.\sum x_1.y_1 - \sum x_1.\sum y_1}{n.\sum x_1^2 - (\sum x_1)^2} = -3{,}102$$

$$a = \frac{1}{n}(\sum y_1 - b.\sum x_1) = 12{,}334$$

por lo tanto, la ecuación de la regresión lineal se obtiene a partir de:

$$\log N = 12{,}334 - 3{,}102 \log \Delta\sigma \qquad (1.11)$$

para N_c = 2000 000 ciclos, a partir de (1.11):

$$\log \Delta\sigma_c = 1{,}945 \text{ y } \Delta\sigma_c = 88{,}05 \text{ N/mm}^2$$

Segundo Paso: Hallar la variación de y = log N

en base a la tabla de cálculo anterior.

$$S_{xx} = \sum x_i^2 - \frac{(\sum x_i)^2}{n} = 0{,}216$$

$$S_{yy} = \sum y_i^2 - \frac{(\sum y_i)^2}{n} 2{,}194$$

$$S_{xy} = \sum x_i.y_i - \frac{\sum x_i.\sum y_i}{n} = 0{,}670$$

$$S_y = \frac{(S_{yy} - b.S_{xy}}{n-2} = 0{,}0147$$

y la variación:

$$\sigma^2_{yc.xc} = s^2_y(1 + \frac{1}{n} + \frac{x_c - x}{s_{xx}} = 0{,}0147$$

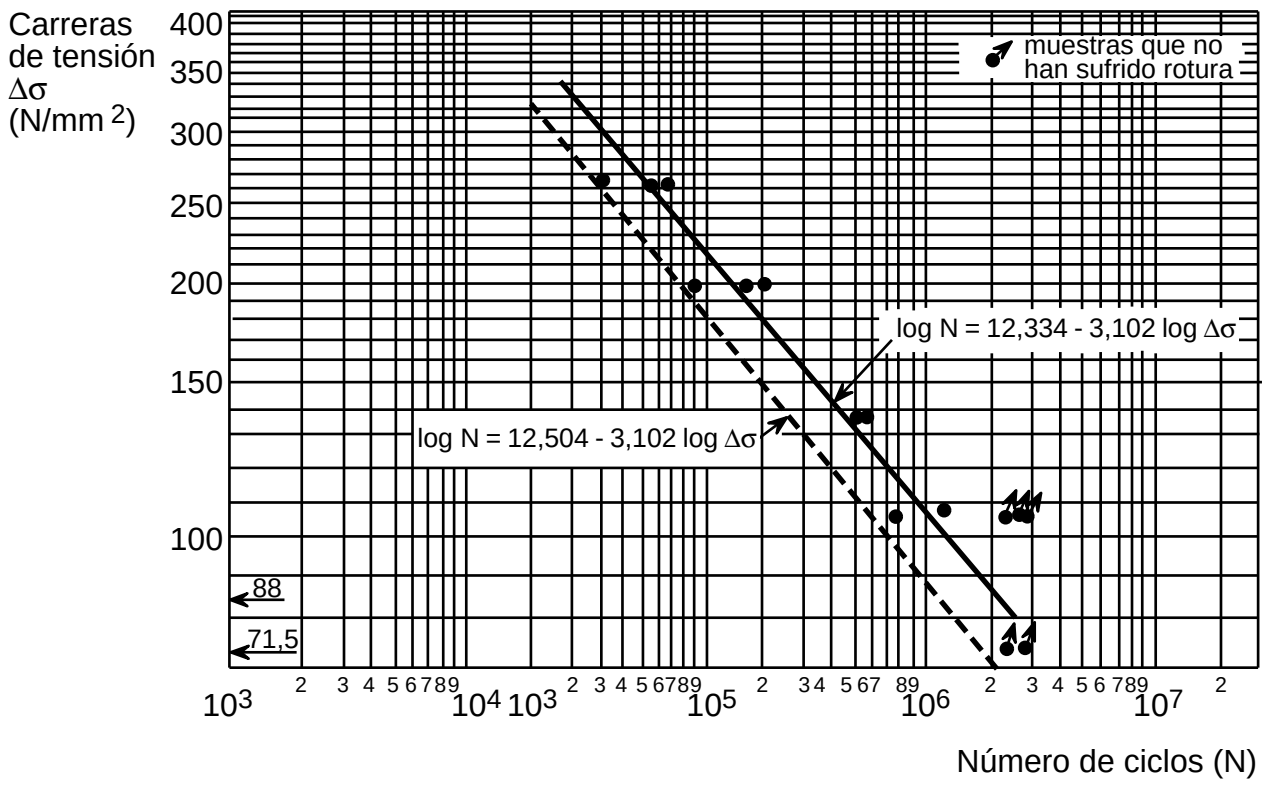


Figura 2 Análisis estadístico de ensayos de fatiga

$$\left[1+\frac{1}{10}+\frac{(1{,}945-2{,}254)^2}{0{,}216)}\right]=0{,}0147\times 1{,}542=0{,}023$$

Entonces la desviación típica es

$$\sigma_{yc/xc} = 0{,}151$$

Es posible obtener el valor de t_{95} de Student con n - 2 = 8 grados de libertad a partir de una tabla estadística de la distribución de t [3]:

$$t_{95} = 1{,}860$$

Entonces la resistencia característica a dos millones de ciclos es:

$$\log \Delta\sigma_{kc} = \frac{(12{,}334 - 1{,}860 \times 0{,}023) - 6{,}30103}{3{,}102} = 1{,}854$$

evaluación estadística anterior puede clasificarse en la categoría 71 (figura 2).

Las desviaciones típicas varían entre pruebas y entre los tipos de detalle estudiados. En general, cuanto mayor sea el coeficiente de concentración de tensiones menor será la desviación típica de los resultados de los ensayos de fatiga. La siguiente tabla proporciona una cierta indicación acerca de las desviaciones típicas que se obtuvieron al efectuar el análisis estadístico de varios tipos de categorías de detalle. Cuando se mezclan resultados de ensayos de fatiga procedentes de varias fuentes, la desviación típica tiende a aumentar y se debe obrar cuidadosamente a fin de minimizar los problemas que surgen como resultado de la falta de homogeneidad de los datos (figura 3). Estos valores de la des-

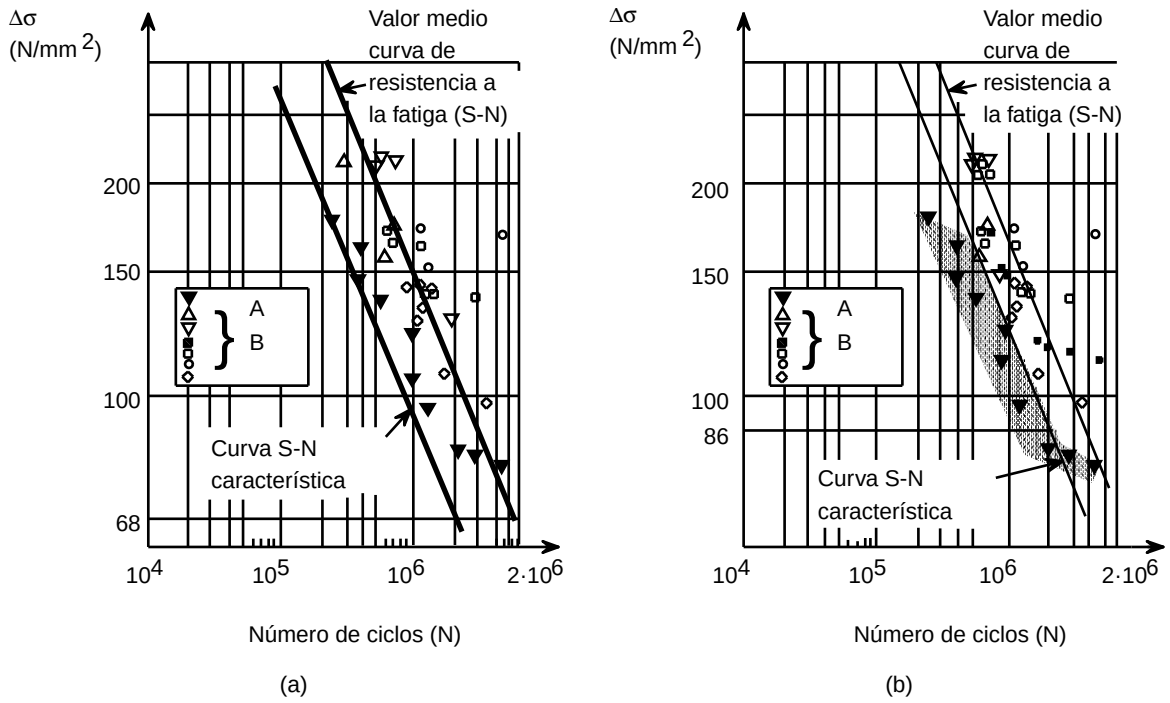


Figura 3 Evaluación estadística de la curva S-N en función del detalle previsto de rigidizador transversal

Por lo tanto:

$$\Delta\sigma_{kc} = 10^{1{,}854} = 71{,}5$$

Para resumir, tomando como referencia las curvas básicas S-N del Eurocódigo 3 (figura 9.6.1), el detalle analizado de acuerdo con la

viación típica del número de ciclos proporcionados en la tabla son, en cierta medida, diferentes a los valores que aparecen en el anexo C de referencia [4], debido al hecho de que, cuando se revisó la clasificación para el Eurocódigo 3 [5], se analizaron fuentes de datos de fatiga más completas.

Tipo de Detalle	Campo de la desviación típica $\sigma_{yc/xc}$
Viga laminada	0,125 - 0,315
Viga soldada	0,150 - 0,230
Rigidizador vertical	0,115 - 0,170
Unión transversal	0,115 - 0,190
Unión longitudinal	0,110 - 0,140
Platabanda sobre el ala	0,070 - 0,140
Unión atornillada a cortante	0,230

3. CONCEPTO DE SEGURIDAD Y COEFICIENTES PARCIALES DE SEGURIDAD

Un elemento estructural sometido a cargas de fatiga plantea varias incertidumbres. La variabilidad de los parámetros que gobiernan la vida a fatiga de un elemento estructural, es decir, la carga de fatiga y la resistencia a fatiga, son en gran medida desconocidos. Se ha implementado un modelo de confianza de nivel II para la consecución de coeficientes parciales de seguridad recomendados en relación con la siguiente ecuación de evaluación de la resistencia a la fatiga:

$$\gamma_f \, \Delta\sigma_s = \frac{\Delta \sigma_R}{\gamma_M} \qquad (3.1)$$

donde

$\Delta\sigma_s$ es el rango de tensión aplicada constante equivalente, que, para el número de ciclos asignado, produce el mismo daño acumulativo que el espectro de cálculo.

$\Delta\sigma_R$ es la resistencia a la fatiga tal y como la proporciona la curva S-N de la categoría de detalle relevante.

γ_f y γ_M son los coeficientes parciales de seguridad aplicados a la carga del espectro y a la resistencia, respectivamente.

3.1 Determinación de los Coeficientes Parciales de Seguridad

Se asumirá que tanto log $\Delta\sigma_s$ como log $\Delta\sigma_R$ son variables aleatorias que siguen una ley de distribución normal. Por lo tanto, se dice que las variables aleatorias $\Delta\sigma_s$ y $\Delta\sigma_R$ siguen una distribución logarítmica-normal.

La función de estado del límite de fatiga se puede representar de la siguiente manera:

$$g = \log \Delta\sigma_R - \log \Delta\sigma_s \qquad (3.2)$$

Introduciendo las variables básicas normalizadas u y v como:

$$u = \frac{\log \Delta \sigma_R - \overline{\log \Delta \sigma_R}}{S_{\log \Delta\sigma_R}} \qquad (3.3)$$

$$v = \frac{\log \Delta \sigma_s - \overline{\log \Delta \sigma_s}}{S_{\log \Delta\sigma_s}}$$

$\overline{\log \Delta \sigma_R}$ es el valor medio y $S_{\log\Delta\sigma R}$ es la desviación típica de la variable log $\Delta\sigma_R$.

La función de estado límite, ecuación (3.2), rescrita con las variables básicas normalizadas, se convierte en:

$$g(u,v) = S_{\log \Delta\sigma_R} . u - S_{\log \Delta\sigma_s} . v + \overline{\log \Delta \sigma_R} - \overline{\log \Delta \sigma_s} \qquad (3.4)$$

Tras asumir que las variables log $\Delta\sigma_S$ y log $\Delta\sigma_R$ aleatorias tienen una distribución normal, el índice de seguridad β se relaciona con la probabilidad de colapso Π de la siguiente manera:

$$\Pi = \Phi (- \beta) \qquad (3.5)$$

en donde $\Phi(-\beta)$ es la función de la distribución normal normalizada y β se proporciona median-

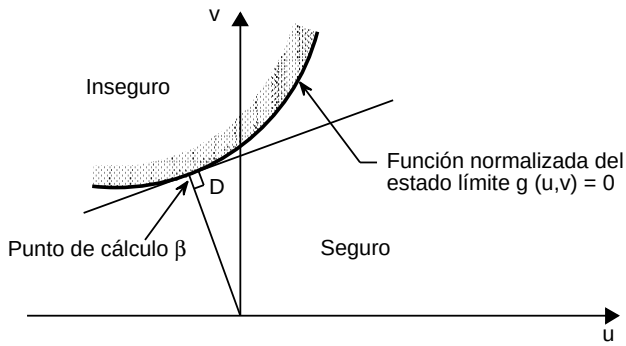


Figura 4 Representación geométrica del índice de seguridad B en el estado normal estándar

te (se asume que, en aras de la simplicidad, las variables u y v no están correlacionadas):

$$\beta = \frac{\overline{\log \Delta \sigma_R} - \overline{\log \Delta \sigma_S}}{\sqrt{S^2_{\log \Delta \sigma_R} + S^2_{\log \Delta \sigma_S}}} \qquad (3.6)$$

Se recuerda que es posible interpretar β geométricamente como la distancia más corta desde el origen hasta la superficie del colapso en el espacio normal estándar (figura 4). Las coordenadas del punto característico D representan los valores de u y de v con mayor probabilidad de colapso. Estas coordenadas se expresan mediante:

$$\alpha_u = \frac{-\beta\, S_{\log \Delta \sigma_R}}{\sqrt{S^2_{\log \Delta \sigma_R} + S^2_{\log \Delta \sigma_S}}}$$

$$(3.7)$$

$$\alpha_v = \frac{\beta\, S_{\log \Delta \sigma_S}}{\sqrt{S^2_{\log \Delta \sigma_R} + S^2_{\log \Delta \sigma_S}}}$$

La reordenación de la ecuación (3.7) en términos de las variables $\log \Delta\sigma_S$ y $\log \Delta\sigma_R$ básicas proporciona:

$$\alpha_R = \overline{\log \Delta \sigma_R} - \frac{\beta\, S^2_{\log \Delta \sigma_R}}{\sqrt{S_{\log \Delta \sigma_R} + S^2_{\log \Delta \sigma_S}}}$$

$$(3.8)$$

$$\alpha_S = \overline{\log \Delta \sigma_S} + \frac{\beta\, S^2_{\log \Delta \sigma_S}}{\sqrt{S^2_{\log \Delta \sigma_R} + S^2_{\log \Delta \sigma_S}}}$$

Entonces los valores característicos de las variables aleatorias ($\log \Delta\sigma_{Rk}$ y $\log \Delta\sigma_{sk}$) se expresan mediante:

$$\log \Delta\sigma_{Rk} = (\log \Delta\sigma_R)_k = \overline{\log \Delta \sigma_R}\ (1 - k_R\, C_R)$$

$$(3.9)$$

$$\log \Delta\sigma_{sk} = (\log \Delta\sigma_s)_k = \overline{\log \Delta \sigma_S}\ (1 + k_s\, C_s)$$

donde C_s y C_R son respectivamente los coeficientes de la variación de $\log \Delta\sigma_s$ y de $\log \Delta\sigma_R$ (es decir, el ratio de la desviación típica sobre el valor medio).

Con el fin de determinar los coeficientes parciales de seguridad en un formato semi-probabilista (formato de confianza del nivel I), que corresponde al mismo grado de seguridad (representado mediante el índice de seguridad β) como un formato de confianza del nivel II, se han de utilizar las ecuaciones (3.8) y (3.9). Asumiendo que:

$$\mu = \frac{S_{\log \Delta \sigma_R}}{S_{\log \Delta \sigma_R}}$$

entonces es posible obtener los coeficientes parciales a partir de las siguientes relaciones:

$$\log \gamma_M = S_{\log \Delta \sigma_R} \frac{\beta}{\sqrt{1+\mu^2}} - k_R$$

$$(3.10)$$

$$\log \gamma_f = \mu\, S_{\log \Delta \sigma_S} \frac{\beta\, \mu}{\sqrt{1+\mu^2}} - k_S$$

Para un índice de seguridad definido β, es posible calcular los coeficientes parciales de seguridad a partir de las ecuaciones (3.10), conociendo las desviaciones típicas de la resistencia y de la carga ($S_{\log\Delta\sigma R}$ y $S_{\log\Delta\sigma S}$) y los coeficientes k_R y k_S relacionados con la definición de los valores característicos adoptados para $(\log\Delta\sigma_R)_k$ y $(\log\Delta\sigma_s)_k$.

Observaciones

- Tal y como se indica en el punto 2, se dispone de los suficientes datos experimentales para determinar valores adecuados de desviación típica de la resistencia $S_{\log\Delta\sigma r}$.

- Por otra parte, es poca la información existente acerca de la desviación de la carga de fatiga. Es necesario evaluar o calcular la desviación típica de la carga de fatiga, $S_{\log\Delta\sigma s}$, y depende en gran medida del tipo de carga debida al tráfico (vías férreas, calzadas o carreteras). Puesto que la distribución de $\Delta\sigma_s$ es logarítmica normal, la desviación típica de log $\Delta\sigma_s$ puede expresarse en términos del coeficiente de la desviación de la carga de la siguiente manera:

$$S_{\log\Delta\sigma s} = \log e \sqrt{\ln(1+V_s^2)} \qquad (3.11)$$

el cual mediante definición:

$$V_s = S_{\Delta\sigma_s} / \overline{\Delta\sigma_s}$$

donde e es el número de Euler y l es el logaritmo neperiano.

- La diferencia formal en las Recomendaciones para la Fatiga de ECCS se debe al hecho de que el valor característico de la carga se ha introducido en un formato probabilístico, lo cual no es el caso en las Recomendaciones para la Fatiga de ECCS, en las que la carga de fatiga se define mediante su valor medio.

- Los coeficientes parciales de seguridad dependen del índice de seguridad que sea necesario. Desde el punto de vista de la evaluación de la confianza ante la fatiga, existen muchos componentes estructurales o detalles estructurales "críticos" que es necesario considerar en cualquier estructura de ingeniería civil. No obstante, hay que reconocer que el colapso de un componente estructural concreto en una estructura no implica necesariamente un agotamiento completo de la misma. Debe establecerse una distinción entre la noción de componentes estructurales "seguros" y "no seguros". Este concepto se ejemplifica en la figura 5: Es necesario comprender que, en un montaje "seguro ante el agotamiento", el resultado de un agotamiento normal consiste en una pérdida de rigidez, pero la estructura mantiene su integridad. No obstante, es necesario evaluar una capacidad de durabilidad de los componentes estructurales cuya rotura pudiera potencialmente ocasionar un agotamiento catastrófico. Debe exigirse el cálculo seguro para las personas, especialmente para los componentes estructurales o detalles cuya inspección resulte difícil o no pueda llevarse a cabo adecuadamente.

- A la hora de evaluar el riesgo y valorar los índices de seguridad adecuados, es necesario tomar en consideración la inspección y el mantenimiento periódicos de la estructura, junto con las variaciones que se produzcan en la accesibilidad del detalle estructural para su inspección o reparación.

- En la misma estructura, existen componentes que pueden clasificarse como "seguros ante el agotamiento", y otros como "no seguros", desde el punto de vista de las consecuencias del fallo.

Es necesario entender que los índices de seguridad propuestos (véase la tabla 1) en el Eurocódigo 3 (capítulo 9) se basan fundamentalmente en un juicio de ingeniería sobre lo que podría denominarse como un riesgo potencial de aceptación de pérdidas y daños. La toma de

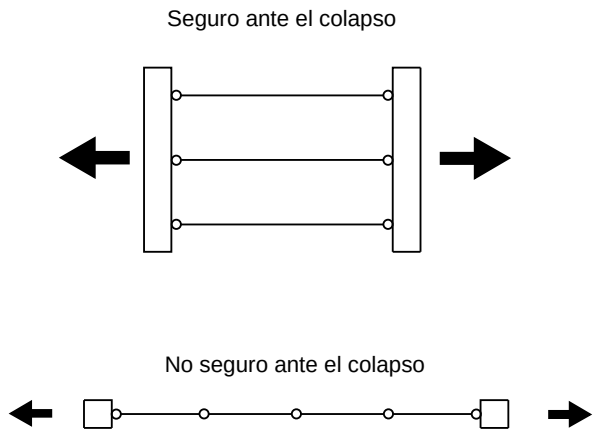


Figura 5 Concepto nocional de "seguro ante el colapso" y "no seguro ante el colapso"

	Detalle estructural"seguro ante el agotamiento"	Detalle estructural"No seguro ante el agotamiento"
Inspección y mantenimiento periódicos. Detalle de unión accesible.	$\beta = 2$	$\beta = 3$
Inspección y mantenimiento periódicos. Difícil accesibilidad.	$\beta = 2{,}5$	$\beta = 3{,}5$

Tabla 1 Valores recomendados para los índices de seguridad

decisión acerca de la elección adecuada de estos valores en base a una valoración realista del riesgo es responsabilidad de los organismos competentes.

En la figura 6 se ofrece el coeficiente parcial de seguridad γ_R en términos de β y μ. Estas curvas se han dibujado para $k_R = 2$ y $k_S = 1{,}645$ y para $s_{\log\Delta\sigma R} = 0{,}07$ (lo que corresponde a $s_{\log N} = 0{,}210$.

En el capítulo 9 del Eurocódigo 3 [1] se han propuesto valores del producto $\gamma_f \cdot \gamma_M$ (tabla 2) basados en los valores de los índices de seguridad que se proporcionan en la tabla 1. Es poca la información disponible acerca de las cargas de fatiga y de si se conoce el coeficiente parcial de seguridad γ_f, por lo que resulta necesario ajustar el coeficiente parcial de seguridad γ_M relacionado con la resistencia.

Observaciones

Las discontinuidades juegan un importante papel en la resistencia a la fatiga, especialmente en el caso de los detalles soldados. Debe prestarse una cuidadosa atención a la calidad de las soldaduras, puesto que ésta afecta significativamente a la desviación de la resistencia a la

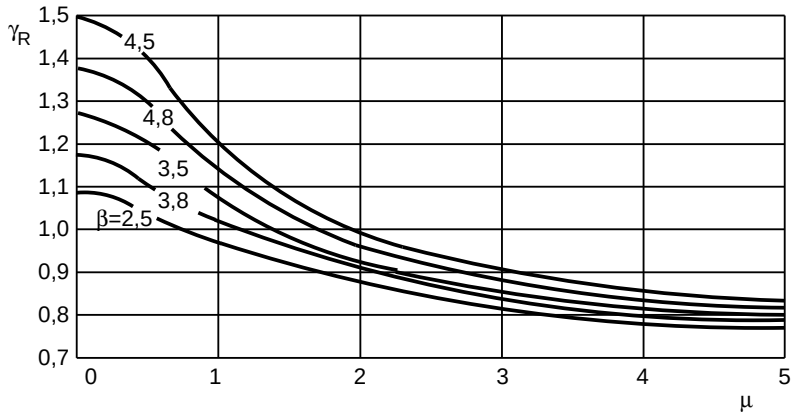


Figura 6 Coeficiente γ_R en términos de β y μ

	Detalle estructural"seguro ante el agotamiento"	Detalle estructural"No seguro ante el agotamiento"
Inspección y mantenimiento periódicos. Detalle de unión accesible.	$\gamma = 1{,}00$	$\gamma = 1{,}25$
Inspección y mantenimiento periódicos. Difícil accesibilidad.	$\gamma = 1{,}15$	$\gamma = 1{,}35$

Tabla 2 Valores recomendados del producto $\gamma = \gamma_f \cdot \gamma_M$

fatiga. Además, entre las medidas que pueden adoptarse con el fin de alcanzar el grado necesario de confianza estructural, no se incluyen únicamente la justificación de las reglas para el cálculo relevantes y la elección de los coeficientes parciales de seguridad relevantes, sino también un nivel apropiado de la calidad de la ejecución y unas normas adecuadas para el trabajo del hombre que se desarrollan en pr EN 1090-1 [6].

4. RESUMEN FINAL

- Las opiniones relativas a la resistencia a la fatiga de una estructura varían desde el extremo de afirmar que una estructura debe ser segura durante la vida provista bajo cualquier circunstancia (o durante los daños que pudieran causarse) hasta el punto de vista de que la durabilidad no puede predecirse o de que no puede garantizarse un plazo de vida económicamente razonable.

- El propósito de un reglamento consiste en fijar una serie de coeficientes parciales de seguridad que minimicen el índice de los daños de fatiga en servicio, así como aprovechar los procedimientos de inspección y mantenimiento adecuados.

- En las estructuras calculadas de acuerdo con el Eurocódigo 3, y debido a que no es probable que una estructura completamente resistente a la fatiga resulte viable económicamente, es de esperar que se produzcan algunas roturas de fatiga durante el servicio.

- Un proyecto "seguro" resulta de mayor utilidad cuando va acompañado de un mantenimiento e inspección adecuados. El concepto de cálculo del Eurocódigo 3 puede describirse de la siguiente manera:

  (i) La estructura debe tener una vida adecuada, bien sea una vida libre de fisuras o una vida en la que la velocidad de propagación de éstas sea lo suficientemente baja como para permitir su detección durante un período de inspección.

  (ii) La inspección visual de todas las áreas críticas debe resultar posible en servicio.

5. BIBLIOGRAFÍA

[1] Eurocódigo 3: "Design of Steel Structures": ENV 1993-1-1: ENV 1993-1-1: ENV 1993-1-1: Part 1.1, General Rules and Rules for Buildings, CEN, 1992.

[2] Walpole E.R. and Myers R.H., Probability and statistics for engineers and scientists, MacMillan Publishing Co. Inc., New York, 2nd Ed., 1978

[3] Natrella M.G., Experimental Statistics, National Bureau of Standards Handbook 91, Issued August 1 1963. Reprinted October 1966 with corrections.

[4] Recommendations pour la vérification à la fatigue des structures en acier. CECM - Comité Technique no. 6: "Fatigue". CECM no. 43, 1987, Premiére édition.

[5] Background Documentation to Eurocode 3: Chapter 9 - Fatigue, Background information on fatigue design rules: Statistical Evaluation, December 1989.

[6] prEN 1090-1:1993 Execution of steel structures, Part 1: General rules and rules for buildings.

ESDEP TOMO 14
DISEÑO PARA FATIGA

Lección 14.8: Conceptos Básicos de Cálculo de Fatiga en el Eurocódigo 3

OBJETIVOS/CONTENIDO

Esta lección contiene la información sobre principios básicos que constituye la base de las reglas contenidas en el Eurocódigo 3 relativas al cálculo a fatiga de elementos estructurales.

CONOCIMIENTOS PREVIOS

Ninguna.

LECCIONES AFINES

Lección 14.1:	Introducción Básica a la Fatiga
Lección 14.2:	Introducción Avanzada a la Fatiga

RESUMEN

La lección discute las reglas principales para el cálculo a fatiga contenidas en el Eurocódigo 3 [1]. Estas reglas para el cálculo de fatiga se basan en los resultados de ensayos de fatiga obtenidos fundamentalmente bajo cargas de amplitud constante. La clasificación de un detalle concreto, bien sea soldado o atornillado, es producto de una evaluación estadística de los datos de los ensayos de fatiga con una probabilidad de supervivencia del 95% para un intervalo de confianza del 75%. Esta evaluación se compara con una serie de curvas S-N equiespaciadas con una pendiente constante de m = 3.

Se ofrece una explicación acerca de la elección de una curva S-N de doble pendiente normalizada. A continuación también se discuten varios factores, introducidos en el Eurocódigo 3 [1], que afectan a la resistencia a fatiga.

1. INTRODUCCIÓN

El objetivo principal de esta lección consiste en la revisión de las reglas principales que constituyen la base del capítulo 9 del Eurocódigo 3 [1], relativas a la evaluación de la resistencia a la fatiga de los detalles estructurales de acero.

Las disposiciones principales del Eurocódigo 3 [1] se basan en una serie de curvas de resistencia a la fatiga, equiespaciadas, en base a las cuales se clasifica un conjunto de detalles constructivos. El concepto del cálculo para la resistencia a fatiga se ajusta a las recomendaciones de la European Convention for Constructional Steelwork (ECCS). Las recomendaciones [2] definen una serie de curvas de resistencia a fatiga equiespaciadas con una pendiente constante de m = 3 (en el caso de tensión normal), o de m = 5 (para tensiones tangenciales, uniones de sección hueca y algunos detalles concretos).

Además de este enfoque, en el Eurocódigo 3 se hace referencia a otro concepto, basado fundamentalmente en investigaciones y desarrollos recientes realizados en el campo de la fatiga para plataformas “petrolíferas”, al que se denomina concepto de la concentración de tensiones geométricas (también conocido como el método de la “tensión del punto crítico”).

Con el fin de determinar las disposiciones relativas a la resistencia a la fatiga contenidas en el Eurocódigo 3, se llevó a cabo una recopilación de datos de fatiga provenientes de varias fuentes. Este trabajo ha supuesto una oportunidad para revaluar los datos de ensayos de fatiga existentes y también ha permitido un enfoque más consistente para la clasificación de las categorías de los detalles.

2. IMPLICACIONES PRÁCTICAS DE LOS CRITERIOS DE DISEÑO

2.1 Factores Principales que Afectan a la Resistencia a Fatiga

La fatiga de los componentes estructurales de acero, especialmente de los detalles de acero soldados, constituye un problema particularmente complejo y son muchos los factores que pueden influir sobre la vida a fatiga. La tabla 1 ofrece un inventario no exhaustivo de estos diversos factores y también se indican los factores que se consideran, bien sea explícita o implícitamente, en el capítulo 9 del Eurocódigo 3.

Denominación de los factores que afectan a la resistencia a fatiga	Considerados en el Eurocódigo 3
Tensión	
• Rango de tensión o deformación	*
• Secuencia de la tensión	
• Frecuencia (sin efecto significativo cuando < 40 Hz en un entorno no corrosivo)	*
• Tensión media (sin efecto en la zona afectada por el calor debido a las tensiones residuales)	*
• Tensiones residuales	*
Geometría	
• Tensión nominal o geométrica	*
• Concentración local de tensiones	*
• Pequeñas discontinuidades	*(implícito)
- rascaduras	
- marcas del rectificado	
- picaduras superficiales	
- defectos de la soldadura o defectos de alineación	
• Efecto del tamaño (o efecto de la escala)	*
Propiedades del Material y Trabajo de Taller	
• Comportamiento tensión-deformación de los materiales	
• Dureza	
• Composición química de los aceros	
• Homogeneidad metalúrgica	
• Potencial eléctrico	
• Discontinuidades microestructurales (tamaño del grano, borde del grano)	
• Proceso de soldadura	
• Tratamiento térmico de la soldadura	
• Tratamiento superficial de la soldadura	
Entorno	
• Atmósfera corrosiva	*(implícito)
• Temperatura	*(implícito)
• Humedad (fragilización por absorción de hidrógeno)	
• Irradiación	

Tabla 1 Los factores principales que afectan a la resistencia a la fatiga

Mientras que el capítulo 9 del Eurocódigo 3 se ocupa de algunos factores, hay otros, especialmente los que están relacionados con el trabajo de taller, que se tratan de manera implícita mediante criterios definidos para la aceptación de discontinuidades o defectos de soldaduras y requisitos para el control de calidad. Estos requisitos de carácter general se definirán en una norma relativa a "La ejecución de estructuras metálicas".

2.2 Criterios de Agotamiento por Fatiga

Durante la preparación del Eurocódigo 3, la clasificación en categorías de detalles se estableció en base a un análisis estadístico de datos procedentes de ensayos de fatiga obtenidos de varias fuentes de laboratorio. Con el fin de obtener muestras más homogéneas de los resultados de los ensayos, se prestó una atención especial a los criterios de agotamiento considerados en estos ensayos.

Es posible adoptar varios criterios de agotamiento con el objeto de caracterizar la condición de agotamiento experimental que se produce al finalizar un ensayo de fatiga en el laboratorio. Generalmente se consideran tres criterios:

- Primera aparición de una fisura, bien sea detectada visualmente o mediante una medida física, por ejemplo el registro de una modificación en el estado de la deformación local.

- Fisura a través del espesor: la rotura de fatiga se inicia en la superficie frontal y se propaga a través del espesor de la probeta y alcanza la superficie posterior.

- Una rotura completa de la probeta o un desplazamiento importante del elemento estructural sometido a ensayos tales que el desplazamiento llegue a ser de tal magnitud que no sea posible mantener la "carga del actuador". Cuando se efectúa un ensayo de fatiga sobre una viga, es posible definir convencionalmente el agotamiento como el punto en el que la flecha de la sección media del vano alcanza un cierto límite.

Normalmente, en el caso de probetas a escala reducida, la diferencia entre la vida a la fatiga hasta la rotura completa y hasta una situación más realista representada por un tamaño de la fisura tolerable es despreciable. No obstante, en un elemento estructural de gran escala sometido a ensayos de fatiga la diferencia puede ser muy significativa.

En el Eurocódigo 3 la resistencia a la fatiga hace referencia al agotamiento total del elemento estructural. Normalmente esta condición se corresponde con el criterio adoptado habitualmente por los laboratorios o con el que puede encontrarse en la bibliografía.

2.3 Tensiones Calculadas para la Evaluación de la Fatiga

Las diferentes tensiones pueden afectar a la clasificación de la resistencia a la fatiga de un detalle estructural. En el caso de un detalle en particular, resulta necesario identificar los diferentes orígenes de las tensiones, con el fin de definir con mayor precisión las tensiones calculadas para los conceptos de evaluación de la fatiga que se contemplan en el capítulo 9 del Eurocódigo 3.

a. **Tensión Nominal**

Consideremos un elemento de construcción uniforme sometido a una fuerza axial simple o a un momento de flexión. La tensión nominal es la tensión resultante calculada de acuerdo con la resistencia básica del material (figura 1).

La tensión nominal de un elemento sometido a tensión uniaxial es:

$$\sigma_N = \frac{N}{A} \qquad (2.1)$$

donde N es la fuerza normal y A el área de la sección gruesa.

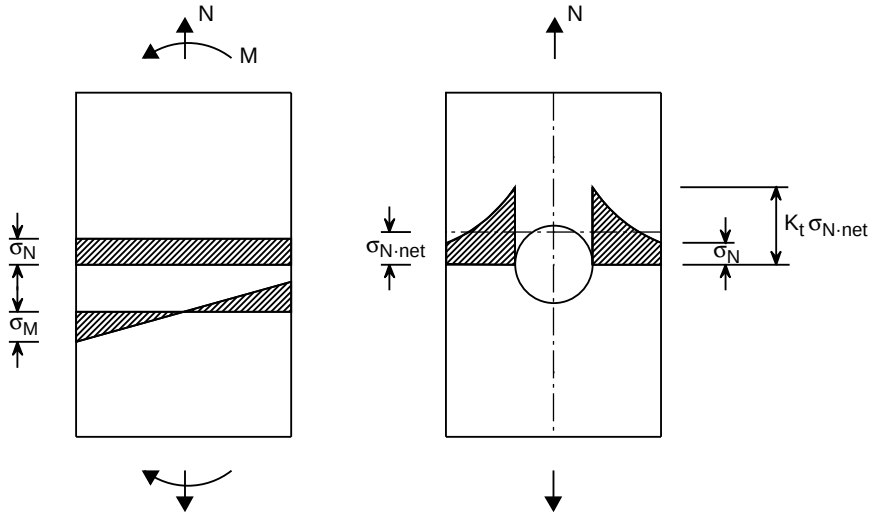


Figura 1 Concentración de las tensiones nominales y geométricas

Para una sección de una barra prismática sometida a un momento de flexión, la tensión resultante es:

$$\sigma_M = \frac{M \cdot v}{I} \qquad (2.2)$$

donde:

M es el momento flector aplicado

I es el momento de inercia de la sección

v es la distancia desde la linea neutra a la fibra más externa.

b. **Efecto de la concentración de tensiones debida a las discontinuidades geométricas**

Existen cuatro fuentes principales que pueden crear un estado de concentración de tensiones en un detalle estructural:

- La geometría global del elemento estructural que contiene el detalle, por ejemplo uniones sobre el alma de una viga o cartelas sobre el ala de una viga.
- La concentración local de tensiones debida a la alteración local de la geometría de la soldadura, agujeros para tornillos, desviación local de la rigidez, etc... Por ejemplo, si se taladra un agujero en una chapa, la distribución de tensiones en la sección que contiene el agujero será diferente a la distribución de las tensiones nominales existente en la sección transversal de la chapa libre de agujeros. En las proximidades del agujero se producirá un importante gradiente de las tensiones. Esta concentración geométrica de tensiones se debe tanto a la disminución de la sección gruesa frente a la fina como al "elevador" (concentrador) de tensiones producido por la presencia del agujero (figura 1).
- La concentración local de tensiones debida a discontinuidades locales producidas durante el trabajo de taller (defectos de alineación, rascaduras en la superficie, picaduras, defectos de la soldadura, etc).

En muchos casos, y debido a razones de simplificación, la concentración geométrica de tensiones se calcula normalmente en base a la tensión nominal aplicada al área de la sección gruesa y al coeficiente de concentración de tensiones k_G, de la siguiente manera:

$$\sigma_G = k_G \cdot \sigma_{nom} \qquad (2.3)$$

Es posible evaluar esta concentración geométrica estructural de tensiones, que se define como la tensión principal máxima existente en las proximidades del detalle, a partir de ensayos experimentales o de métodos de los elementos finitos.

La concentración local de tensiones está presente además de la concentración geométrica estructural de tensiones y puede deberse a alteraciones locales de la geometría del detalle tales como:

- modificación local de la sección transversal (geometría de las soldaduras, por ejemplo).

- imperfecciones geométricas locales tales como defectos de alineación.

- pequeñas discontinuidades locales inherentes a la acción del entorno o del proceso de trabajo de taller, tales como picaduras por corrosión, rascaduras superficiales, pequeños canales curvos dejados en las caras del corte debidas al oxicorte, marcas del rectificado, defectos del proceso de soldadura tales como mordedura, falta de penetración, falta de fusión, inclusiones de escoria, porosidades, rotura inducida por el hidrógeno, etc. Estas discontinuidades de tamaño muy reducido están presentes en todos los elementos de la estructuras de ingeniería. Su presencia determina un emplazamiento potencial para la iniciación de una fisura de fatiga.

Las concentraciones de tensiones locales se tienen en cuenta de manera implícita en la determinación de la curva S-N a partir de los resultados de los ensayos de fatiga. Se debe tener mucho cuidado a la hora de evaluar la resistencia a fatiga a partir de ensayos realizados sobre probetas a escala reducida en lugar de probetas a gran escala. El efecto de la escala debido a la geometría de la soldadura puede ejercer una influencia mayor sobre la resistencia a fatiga en las probetas pequeñas que en las de mayor tamaño.

Normalmente, las probetas de fatiga utilizadas en los ensayos contenían discontinuidades inherentes y las curvas de resistencia a fatiga, derivadas de estos ensayos, proporcionaban un margen para los defectos tolerables. El criterio de aceptación para las discontinuidades de las soldaduras que se propondrá en la normativa “Execution of steel structures” garantizaría la adecuación ad hoc de las reglas para el cálculo de la resistencia a fatiga contenidas en el Eurocódigo 3. En otras palabras, el sistema de control de calidad que cubre el proceso de trabajo de taller debe asegurar que el detalle constructivo fabricado se ajuste a los requisitos de calidad pertinentes especificados en la norma para la “Construcción de estructuras metálicas”.

A la hora de evaluar la resistencia a la fatiga mediante el método denominado de la carrera de tensión geométrica, según la cláusula 9.5.3 de Eurocódigo 3, es necesario evaluar correctamente la concentración de tensiones geométricas, tal y como se define mediante la ecuación (2.3). No se debe tener en cuenta la geometría local de la soldadura en el procedimiento de cálculo del rango de tensión diseñado, puesto que el efecto de la discontinuidad local ya se ha introducido en la determinación de las curvas S-N. No obstante, cuando se proceda a la determinación de las tensiones previstas, es necesario tener en cuenta las tensiones secundarias consecuencia de la excentricidad de la unión o debidas a la rigidez de la unión, la redistribución de las tensiones debida al pandeo o al desfase del cizallamiento y efectos tales como la acción de palanca.

3. ESPECTRO DE LA TENSIÓN PREVISTA

3.1 Historia de la Tensión

Una tensión cíclica a la que esté sometido un detalle estructural puede presentar una historia de la tensión de amplitud constante o de amplitud variable (figuras 2 y 3).

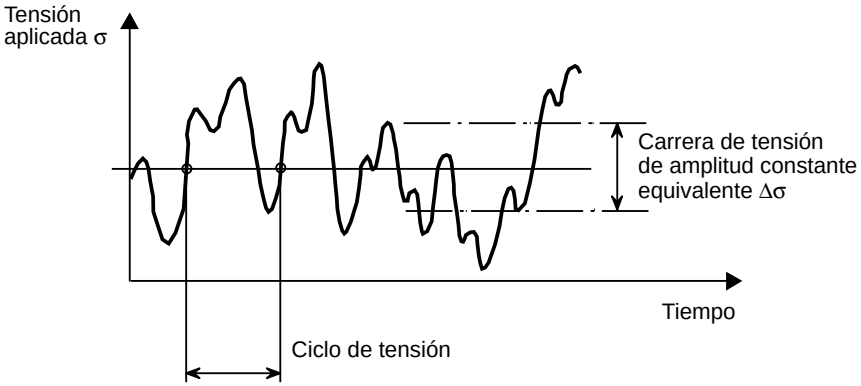


Figura 3 Historia de tensiones de amplitud variable

Para el análisis del daño acumulado, la historia de la tensión se divide en dos ciclos individuales y sus rangos de tensión relacionadas, que entonces se resumen en una distribución de los rangos de tensión. La distribución de los rangos de tensión se denomina un espectro de la tensión, véase la lección 14.2.

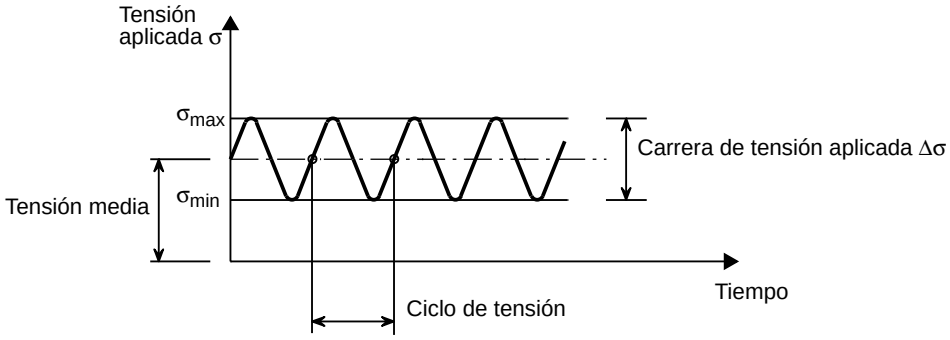


Figura 2 Historia de tensiones de amplitud constante

En el caso de una historia de la tensión de amplitud variable, es necesario definir el ciclo de la tensión que esté asociado con un rango de tensión en concreto. Existen varios procedimientos para los métodos de recuento de ciclos. El Eurocódigo 3 hace referencia al "método de la alberca" que proporciona una buena representación de las características de la desviación de la tensión al permitir una contribución apropiada por parte de cada rango de tensión al proceso de los daños por fatiga. Este método de recuento del rango de tensión es el que se acepta con mayor frecuencia. Este método de recuento es, en cierta manera, similar al conocido "método de recuento de la recogida de lluvia". Los métodos de conteo "de la recogida de lluvia" y "de la alberca" no proporcionan exactamente los mismos resultados. No obstante, en términos de daños por fatiga, ambos procedimientos de recuento proporcionan resultados muy similares y, en el caso de las historias de la tensión "largas", es prácticamente idéntico.

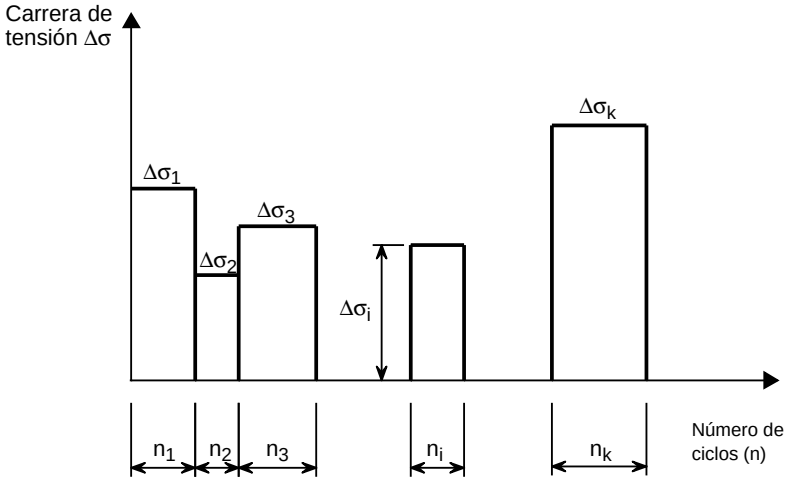


Figura 4 Histograma de la tensión o distribución de carreras de tensiones

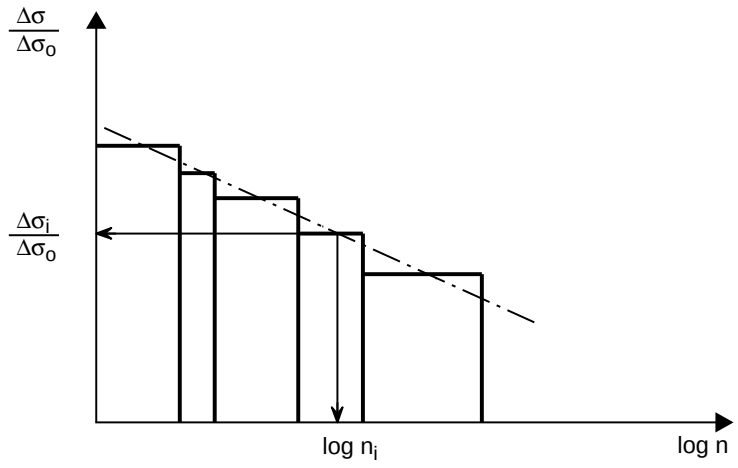


Figura 5 Espectro de tensiones

3.2 Histograma de Tensión

La manera más habitual de representar las historias de la tensión irregulares para los análisis de fatiga consiste en resumir los rangos de tensión que tengan la misma amplitud y obtener una distribución de bloques de campos de las tensiones constantes que se denomina un histograma de tensión (o un espectro de tensión). Cada bloque se caracteriza por su número de ciclos n_i y por su rango de tensión $\Delta\sigma_i$ (figura 4). El orden de los diferentes bloques no supone ninguna diferencia puesto que las reglas para el cálculo de los daños especificadas en el Eurocódigo 3 hacen referencia a la regla del daño acumulado lineal de Palmgrem-Miner. No obstante, por motivos de conveniencia los histogramas de la tensión se representan habitualmente con los bloques de las tensiones ordenados en orden decreciente (figura 5), a la que a menudo es posible aproximarse mediante una distribución de Wiebull de dos parámetros, como por ejemplo:

$$\Delta\sigma = \Delta\sigma_0 \left(1 - \frac{\log n}{\log n_0}\right)^k \qquad (2.4)$$

4. CONCEPTO DE LA CLASIFICACIÓN DE LAS CURVAS DE CÁLCULO DE FATIGA

Las curvas de cálculo de la fatiga clasificadas adoptadas en el Eurocódigo 3 son las mismas que las que se proponen en las "European Convention for Construction Steelwork Fatigue Recommendations" [2]. Las ECCS Fatigue Recommendations constituyeron uno de los primeros intentos que se llevaron a cabo para proporcionar uniformidad a la determinación de las curvas de cálculo de la resistencia a la fatiga.

Las ECCS Recommendations definen una serie de curvas S-N equiespaciadas dibujadas en una escala logarítmica. La referencia a estas curvas permite la clasificación de una categoría de detalle (representativa de un detalle estructural concreto que corresponde a un efecto de entalladura o a una discontinuidad geométrica característica). Para la determinación de esta clasificación se ha utilizado una serie de resultados de ensayos, en base a los cuales se efectúa una evaluación probabilística y estadística, (véase la lección 14.7).

Cada curva individual de la resistencia a fatiga se define de manera convencional (figura 6) mediante una pendiente constante de m = 3 (pendiente = -1/3). El límite de la amplitud constante se fija en 5 millones de ciclos. La constante de la pendiente m = 3 representaba el mejor valor para que se ajustara a un gran número de detalles estructurales diferentes sometidos a ensayos en fatiga. La cifra de 5 millones de ciclos para el límite de fatiga de amplitud constante representa un compromiso entre los 2 millones de ciclos para detalles "buenos" y los 10 millones de ciclos para los detalles que producen un efecto de entalladura importante. En el caso de cualquier carrera de tensión de amplitud constante por debajo de este límite, no es de esperar que se produzcan daños por fatiga.

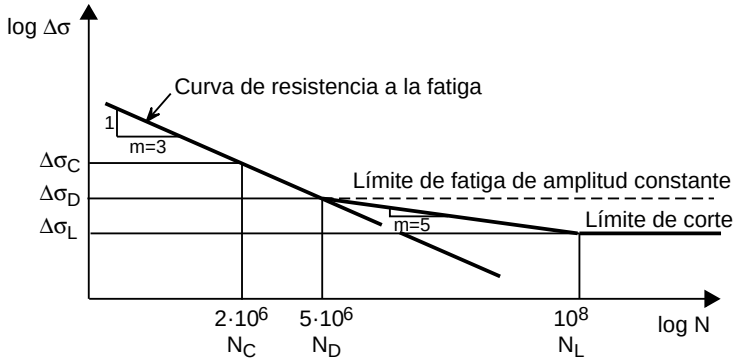


Figura 6 Curva de resistencia a la fatiga (S-N)

Cuando un detalle se ve sometido a rangos de tensión variable, lo cual es habitualmente el caso en la vida real, pueden producirse varias situaciones:

- Si ninguno de los rangos de tensión de amplitud variable supera el límite de fatiga, no es necesario efectuar ninguna evaluación de los daños por fatiga.

- Si por lo menos uno de los bloques de rangos de tensión supera el límite de fatiga, se ha de efectuar un cálculo de los daños en base a la regla del daño acumulado lineal, conocida como la regla de Palmgren-Miner.

En esta última opción, es necesario considerar dos casos para el cálculo de los daños acumulados cuando hay algunos rangos de tensión que están por debajo del límite de fatiga de amplitud constante:

- O bien el cálculo de los daños se efectúa asumiendo simplemente que la curva S-N de pendiente constante m = 3 se extiende más allá del límite de fatiga de amplitud constante.

- O se efectúa el cálculo de los daños asumiendo que, más allá del límite de fatiga de amplitud constante, la curva S-N de pendiente constante m = 3 se extiende mediante una línea recta de pendiente constante m = 5. La interceptación de esta línea recta con la línea vertical en 10 millones de ciclos proporciona un límite de corte. La razón de la utilización de una curva S-N de dos pendientes para los cálculos de los daños acumulados es que se trata de

una manera aproximada de considerar la reducción progresiva del límite de fatiga de amplitud constante como resultado de los daños causados por los rangos de tensión por encima de ese límite. De esta forma, finalmente todos los rangos de tensión del espectro acabarán produciendo daños. La mecánica de la fractura confirma esta disminución de la pendiente de la curva S-N en el campo de la vida a fatiga larga.

En ambos casos es posible ignorar todos los ciclos por debajo del límite de corte cuando se efectúa la evaluación de los daños por fatiga. Debe tenerse en cuenta que el Eurocódigo 3 deja en manos del ingeniero la libertad de elegir la utilización de la curva S-N de pendiente única o de la curva S-N de pendiente doble.

Algunos resultados experimentales han indicado que en el campo de números elevados de ciclos se produce una modificación de la pendiente de la resistencia a la fatiga debida a la disminución de la velocidad de propagación de la fisura. La introducción de un concepto de doble pendiente y de un límite de fatiga de amplitud constante en 5 millones de ciclos sigue siendo tema de controversia. A pesar de varias críticas, especialmente relativas al aumento de la complejidad de los análisis, el Eurocódigo 3 ha mantenido la curva de doble pendiente debido a que esta regla puede, en el caso de algunas categorías de detalle, mejorar la precisión de la verificación de la fatiga. No obstante, no es posible esperar esta mejora en todos los tipos de detalles estructurales ni en todos los espectros de tensiones. En algunos casos, especialmente en el de aquellos detalles con un efecto de la entalladura muy fuerte, es posible que la curva de doble pendiente no produzca un resultado muy prudente.

Algunos detalles, por ejemplo vigas revestidas con chapa, han mostrado un límite de fatiga de amplitud constante cercano a los 10 millones de ciclos. Con el fin de evitar condiciones arriesgadas, se han clasificado algunos detalles (que generalmente presentan un fuerte efecto de la entalladura) en categorías ligeramente inferiores a las que hubiera requerido su resistencia a la fatiga de 2 millones de ciclos. Según el concepto de las curvas de cálculo de la fatiga de las ECCS especificadas, que consiste en 14 curvas equiespaciadas, no es necesaria una nueva curva de la resistencia a fatiga para cada nuevo detalle estructural.

El “sistema de la cuadrícula” de las curvas S-N se ha establecido de la siguiente manera. La distancia vertical de la escala logarítmica de la ordenada entre cada curva de resistencia a la fatiga se ha obtenido dividiendo la diferencia entre un orden de magnitud en 20 espacios iguales (figura 7). Por ejemplo, tomando dos valores de referencia como $\Delta\sigma_c$ = 100 MPa y $\Delta\sigma_c$ = 1000 MPa a 2 millones de ciclos, el cálculo de la distancia se determina a partir de lo siguiente:

La ecuación de la curva S-N general puede escribirse como:

$$\log N = \log a - 3 \log \Delta\sigma \qquad (4.1)$$

así que con $\Delta\sigma_c$ = 100 MPa (log 2 000 000 = 6,30103)

$$\log a = 6{,}30103 + 3 \log 100 = 12{,}301 \qquad (4.2)$$

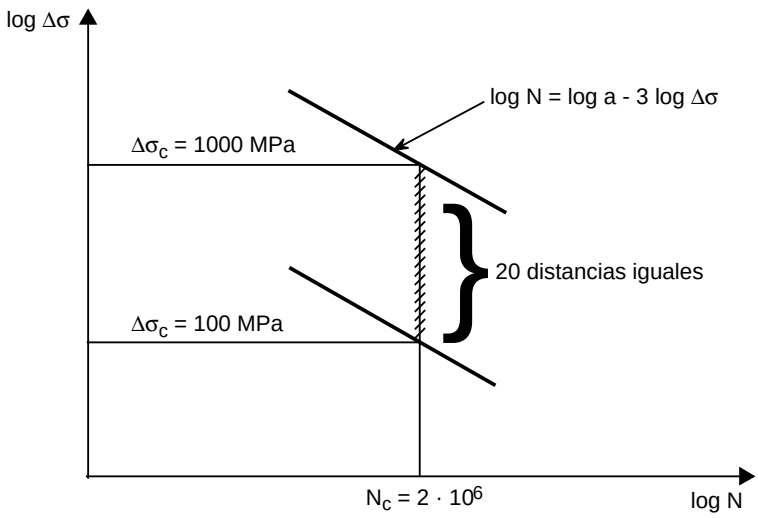


Figura 7 Espaciado de curvas de resistencia a la fatiga

y para $\Delta\sigma_c$ = 1000 MPa

$$\log a = 6{,}30103 + 3 \log 1000 = 15{,}301 \quad (4.3)$$

La distancia entre dos curvas contiguas representa

$$\Delta \log a = (15{,}301 - 12{,}301)/20 = 0{,}15 \quad (4.4)$$

De manera que, partiendo de los valores de referencia de $\Delta\sigma_c$ = 100 MPa, con log a = 12,301, los valores subsiguientes de $\Delta\sigma_c$ pueden obtenerse a partir de la ecuación (4.1), tal y como se indica en la tabla 2.

La tabla 2 muestra que el número que define la resistencia a la fatiga característica a 2 millones de ciclos, utilizado como indicación de la categoría de detalle, es un valor redondeado.

log a	$\Delta\sigma_c$ (valor redondeado)
...	...
12,601	125
12,451	112
12,301	100
12,151	90
12,001	80
...	...

Tabla 2 Resistencia a la fatiga característica a 2 millones de ciclos

5. RESULTADOS DE ENSAYOS DE FATIGA

Generalmente, las curvas de resistencia a fatiga se evalúan a partir de una serie de ensayos de fatiga llevados a cabo sobre probetas que, normalmente, reproducen el detalle objeto de estudio. La manera de determinar con mayor precisión las curvas de resistencia a fatiga (curvas S-N) consiste en someter a prueba un grupo de probetas de fatiga a diferentes niveles de los rangos de tensión. No obstante, no existe un método normalizado reconocido para los ensayos de fatiga ni los experimentos de cálculo. Como resultado de ello, los datos de los ensayos de fatiga que es posible encontrar en textos presentan cierta falta de homogeneidad.

Resulta evidente que, en tales circunstancias, un estudio de los datos sobre la fatiga existentes, así como su evaluación estadística, incluso aunque se limiten a la misma categoría de detalle, pueden mostrar grandes discrepancias en los resultados. Estas diferencias pueden atribuirse no solamente a las prácticas para los ensayos de fatiga que adopte cada laboratorio, sino también al procedimiento de trabajo de taller detallado y a la calidad alcanzada en la preparación de las probetas. Las discontinuidades juegan un papel importante en la resistencia a la fatiga, especialmente en el caso de los detalles soldados y debe prestarse una gran atención a la calidad de la soldadura, puesto que puede afectar considerablemente a la desviación de la resistencia a la fatiga.

Las probetas de fatiga se fabrican con ciertas discontinuidades inherentes que no se conocen plenamente o que puede que no sean correctamente evaluadas en los informes del laboratorio. En estos casos, normalmente resulta bastante difícil apreciar si la calidad del trabajo de taller de las probetas es representativa de las prácticas habituales del taller. Además, cuando se efectúa un análisis estadístico sobre datos de ensayos de fatiga procedentes de diferentes orígenes, es posible que se produzca una desviación de la resistencia a la fatiga de importancia considerable. Debe prestarse una gran atención a la homogeneidad de la resistencia a la fatiga.

Estas consideraciones se tuvieron presentes durante la preparación del Eurocódigo 3. Los resultados de los ensayos de fatiga que se analizaron estadísticamente, y a continuación se clasificaron de acuerdo con el procedimiento descrito, cumplen ciertos requisitos:

- Se dio prioridad a los resultados de ensayos sobre probetas de tamaño real, frente a probetas a escala reducida que simulaban el mismo detalle estructural. En el caso de una calidad de la pieza soldada comparable, las probetas de ensayo soldadas de menor tamaño exhiben una resistencia a la fatiga más elevada (y una pendiente de constante más elevada) que las probetas de ensayo de tamaño real. Esta diferencia en el comportamiento ante la fatiga se debe fundamentalmente al hecho de que las probetas de tamaño real bloquean en su interior más tensiones de soldadura residuales que las probetas de pequeño tamaño. Esta diferencia en la magnitud de las tensiones residuales es el resultado de desviaciones en los límites mecánicos durante el proceso de soldadura.

- En las probetas soldadas, el rango de tensión $\Delta\sigma$ y el número de ciclos hasta el agotamiento (N) se consideraron como el parámetro principal de control de la curva de resistencia a fatiga.

- Se exigió un mínimo de 12 resultados de ensayos de fatiga para alcanzar un cierto nivel de significativo y para poder efectuar estadísticamente una interpretación fiable de los resultados de los ensayos.

6. REGLA DEL DAÑO ACUMULADO, CONCEPTO DEL RANGO DE TENSIÓN EQUIVALENTE

6.1 La Suma de Palmgren-Miner

En la vida real, los elementos estructurales se ven sometidos a cargas de fatiga variables y no a cargas de fatiga de amplitud constante. El Eurocódigo 3 hace referencia a la suma de Palmgren-Miner con el fin de evaluar el daño acumulado (figura 8). Esta regla se basa en la hipótesis de que el daño total que acumula un elemento estructural bajo rangos de tensión variables se obtiene mediante la suma lineal del daño causado por cada rango de tensión individual, es decir:

$$D = \frac{n_1}{N_1} + \frac{n_2}{N_2} + \ldots\ldots + \frac{n_k}{N_k} = \sum_{i=1}^{k} \frac{n_i}{N_i} \qquad (6.1)$$

donde:

n_i es el número de ciclos de los rangos de tensión de amplitud variable $\Delta\sigma_i$

N_i es el número total de ciclos hasta el agotamiento bajo rango de tensión de amplitud constante $\Delta\sigma_i$.

El elemento estructural recibe la designación de seguro ante la fatiga si:

$$D \leq 1 \qquad (6.2)$$

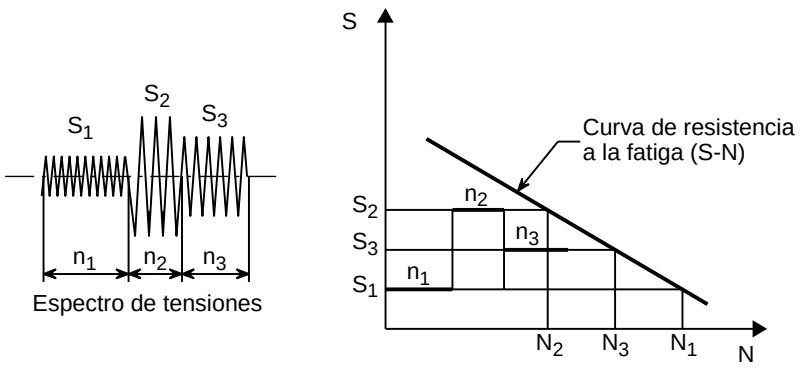


Figura 8 Representación esquemática de la suma del daño acumulable

No se toma en consideración ningún daño para cualquier rango de tensión variable que esté por debajo del límite de corte.

6.2 Rango de Tensión Equivalente

El concepto de rango de tensión equivalente se ha introducido en las ECCS Recommendations [2] y también se hace referencia a él en el Eurocódigo 3. La definición del rango de tensión equivalente es convencional. Puede decirse que el concepto del rango de tensión equivalente es más sencillo que una suma de Palmgren-Miner directa cuando la curva S-N es de pendiente única (-1/m). En este caso, la expresión es bastante simple y, por lo tanto, se evita la necesidad de volver a calcular los daños para cada curva S-N:

$$\Delta\sigma_{equ} = \left[\frac{\sum n_i \,.\, \Delta\sigma_i^m}{\sum n_i}\right]^{1/m} \qquad (6.3)$$

con m = 3 o m = 5, según resulte apropiado.

El rango de tensión equivalente $\Delta\sigma_{equ}$ depende únicamente del espectro de las cargas de fatiga y de la constante de la pendiente m. En un caso así, si se conoce $\Delta\sigma_{equ}$, evaluado de acuerdo a la ecuación (6.3), resulta sencillo escoger directamente una categoría de detalle que presentará una resistencia a fatiga adecuada.

6.3 Rango de Tensión Equivalente para una Curva S-N con una Constante de Doble Pendiente

Cuando la curva S-N básica es de pendiente doble, la expresión del rango de tensión equivalente se hace más difícil de manejar. La practicabilidad de su aplicación es cuestionable, excepto si se utiliza la función de estado límite tal y como se define mediante la siguiente ecuación:

$$\gamma_f \cdot \Delta\sigma_{equ} \leq \frac{\Delta\sigma_{Rd}}{\gamma_M} \qquad (6.3)$$

La derivación de $\Delta\sigma_{equ}$ cuando la curva S-N tiene doble pendiente se ofrece a continuación:

a. **Cálculo de los daños para una curva S-N de doble pendiente cuando el rango de tensión está por debajo y por encima de $\Delta\sigma_D$.**

Supongamos que hay algunos bloques de rango de tensión en los que el rango está por debajo del valor de $\Delta\sigma_D$ y algunos por encima de $\Delta\sigma_D$ (figura 9); se asume que se han introducido los coeficientes parciales de seguridad apropiados en $\Delta\sigma_i$ y $\Delta\sigma_j$.

- bloque i cuando $\Delta\sigma_i > \Delta\sigma_D$
- bloque j cuando $\Delta\sigma_j > \Delta\sigma_D$

A partir de la definición se obtienen los daños mediante:

$$D = \sum \frac{n_i}{N_i} + \sum \frac{n_j}{N_j} \qquad (6.5)$$

considerando la pendiente de la curva S-N para cada serie de bloques de rango de tensión:

$$D = \sum \frac{n_i}{a\,\Delta\sigma_i^{-3}} + \sum \frac{n_j}{b\,\Delta\sigma_j^{-5}} \qquad (6.6)$$

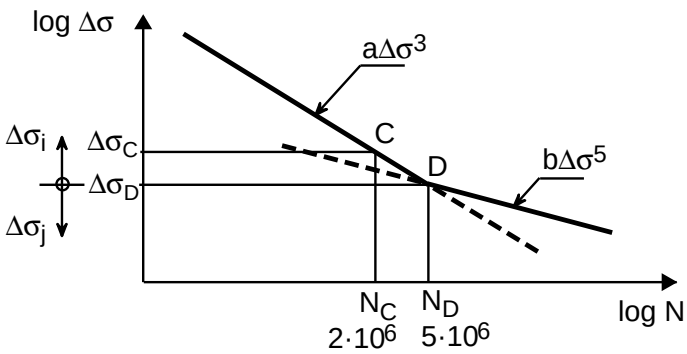


Figura 9 Esquema de una curva de resistencia a la fatiga (S-N) de doble pendiente

Es posible escribir la ecuación (6.6) de la siguiente manera:

$$D = \frac{1}{b}\left[\frac{\sum n_i \Delta\sigma_i^3}{a/b} + \sum n_j \Delta\sigma_j^5\right] \qquad (6.7)$$

De la figura 9:

$$N_D = a\,\Delta\sigma_D^{-3} = b\,\Delta\sigma_D^{-5}$$

N_D corresponde al límite de fatiga de la curva S-N a 5 millones de ciclos.

$$a/b = 1/\Delta\sigma_D^2 \qquad (6.8)$$

Por lo tanto:

$$D = \frac{Q}{N_D\,\Delta\sigma_D^3} \qquad (6.9)$$

donde:

$$Q = \Sigma\, n_i\, \Delta\sigma_i^3 + \Sigma\, n_j\, \Delta\sigma_j^3\, (\Delta\sigma_j / \Delta\sigma_D)^2$$

Es posible calcular los daños utilizando o bien la ecuación (6.5) o la ecuación (6.9) directamente.

b. **Cálculo del rango de tensión equivalente $\Delta\sigma_{equ}$ para una curva S-N de doble pendiente**

En este caso en particular, se debe tomar una decisión acerca de cuál es la pendiente a la que la definición de $\Delta\sigma_{equ}$ se refiere. La elección de una constante de la pendiente de 3 ó de 5 no supone ninguna diferencia en absoluto para el resultado final del cálculo de $\Delta\sigma_{equ}$ cuando el espectro de cargas abarca las dos partes de la curva S-N de doble pendiente. El cálculo del rango de tensión equivalente $\Delta\sigma_{equ}$ se deriva a continuación a partir de una constante de la pendiente de m = 3 de la curva S-N de doble pendiente (denominada $\Delta\sigma_{equ.3}$). La misma demostración se revela válida para una constante de la pendiente de m = 5. Por definición:

$$D = \frac{N}{N_{equ}} \qquad (6.10)$$

donde:

N_{equ} es el número equivalente de ciclos en el agotamiento bajo el rango de tensión equivalente $\Delta\sigma_{equ}$

N es igual a $\Sigma n_i + \Sigma n_j$

Evaluando N_{equ} en base a la curva S-N de constante de la pendiente m = 3:

$$D = \frac{N}{a\,\Delta\sigma_{equ}^{-3}} = \frac{\Sigma n_i + \Sigma n_j}{a\,\Delta\sigma_{equ}^{-3}} \qquad (6.11)$$

igualando las ecuaciones (6.6) y (6.11), los daños son:

$$D = \Sigma \frac{N_i}{a\,\Delta\sigma_j^{-3}} + \Sigma \frac{n_j}{b\,\Delta\sigma_j^{-3}} = \frac{\Sigma n_i + \Sigma n_j}{a\,\Delta\sigma_{equ}^{-3}} \qquad (6.12)$$

entonces las ecuaciones (6.11) y (6.12) proporcionan:

$$\Delta\sigma_{equ}^{3} = \left[\frac{\Sigma n_i\,\Delta\sigma_i^3 + \Sigma n_j\,\Delta\sigma_j^3\,(\Delta\sigma_j/\Delta\sigma_D)^2}{\Sigma n_i + \Sigma n_j}\right] \qquad (6.13)$$

por lo tanto:

$$\Delta\sigma_{equ.3} = \left[\frac{Q}{\Sigma n_i + \Sigma n_j}\right]^{1/3} \qquad (6.14)$$

$\Delta\sigma_{Rd.3}$ se define como la resistencia a la fatiga correspondiente a $\Delta\sigma_{equ.3}$ en la curva S-N de pendiente de constante m = 3.

$$\Delta\sigma_{Rd.3} = \Delta\sigma_D\,(N_D / N)^{1/3} \qquad (6.15)$$

A partir de las ecuaciones (6.14) y (6.15):

$$\left[\frac{\Delta\sigma_{equ.3}}{\Delta\sigma_{Rd.3}}\right]^3 = \frac{Q/N}{\Delta\sigma_D^3\,N_D/N} = \frac{Q}{\Delta\sigma_D^3\,N_D} \qquad (6.16)$$

Esta expresión es igual a los daños tal y como los proporciona la ecuación (6.9):

$$\left[\frac{\Delta\sigma_{equ.3}}{\Delta\sigma_{Rd.3}}\right]^3 = \frac{Q}{\Delta\sigma_D^3\,N_D} \le 1 \qquad (6.17)$$

Observaciones:

1. Ambos formatos de evaluación de la fatiga, la suma de Palmgren-Miner y el concepto de rango de tensión equivalente son rigurosamente equivalentes en lo relativo a los daños.

2. En la demostración anterior se hace referencia a $\Delta\sigma_D$ y N_D que corresponden al punto de "flexión" de la curva S-N de doble pendiente. Dado que la curva S-N se escribe como:

   $N\,(\Delta\sigma_{Rd})^m = a = \text{constante}$

   es posible tomar otro valor de referencia, por ejemplo:

   $\Delta\sigma_D^3\,N_D = \Delta\sigma_C^3\,N_C = \text{constante}$

   con $\Delta\sigma_C$ representando el rango de tensión a N_C = 2 millones de ciclos.

3. Es necesario tener un gran cuidado a la hora de calcular $\Delta\sigma_{equ.3}$ y $\Delta\sigma_{Rd.3}$: ambas expresiones deben evaluarse con la misma constante de la pendiente.

4. Los valores de $\Delta\sigma_{equ.3}$ y $\Delta\sigma_{Rd.3}$ son claramente diferentes y no se deben utilizar indiscriminadamente cuando se dibujen los resultados de los ensayos de fatiga en un log $\Delta\sigma$ frente a un diagrama log N. Generalmente, cuando los ensayos de fatiga se han llevado a cabo bajo amplitud del rango de tensión variable, se utiliza el rango de tensión equivalente, tal y como lo proporciona la ecuación (6.3), para dibujar los resultados experimentales.

7. EFECTOS DE LA TENSIÓN RESIDUAL

Las uniones soldadas situadas en detalles estructurales contienen tensiones residuales de tracción en las proximidades del cordón de la soldadura. La figura 10 muestra que su magnitud puede ser tan elevada como la tensión de fluencia del metal de la pieza soldada. La figura 10 también muestra las elevadas tensiones residuales de tracción cercanas a los cantos que fueron oxicortados.

Ya se ha establecido que la presencia de tensiones residuales de tal magnitud hace que la resistencia a la fatiga de una unión soldada sea independiente del ratio de las carga aplicadas y dependiente únicamente del rango de tensión aplicado. Originalmente no se apreció todo el significado de las tensiones residuales de tracción debidas a las soldaduras, puesto que muchos resultados de ensayos de fatiga se obtuvieron a partir de probetas soldadas que eran demasiado pequeñas como para retener la mayor parte de las tensiones residuales de soldadura, tal y como ocurriría en componentes estructurales de gran tamaño.

Resulta evidente que las tensiones de tracción desempeñan un importante papel en la propagación de una fisura, ya que tienden a comportarse como un modo de apertura debido a las tensiones de tracción aplicadas en los bordes de la fisura. Es probable que se reduzca la velocidad de propagación de la fisura cuando ésta, en su propagación, se introduce en una zona de tensión residual de compresión.

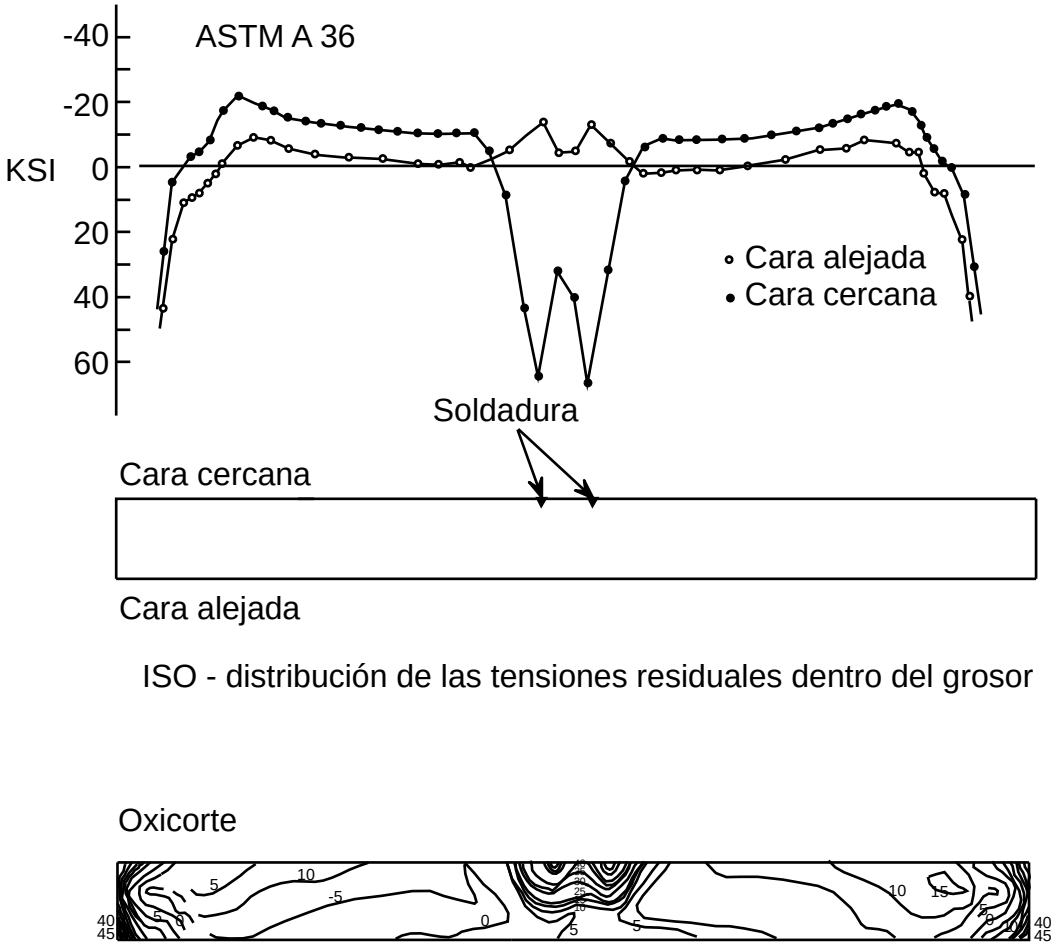


Figura 10 Distribuciones típicas de las tensiones residuales en chapas después de la soldadura y el corte del ala

En reconocimiento a este comportamiento físico de la propagación de la fisura, el Eurocódigo 3, capítulo 9, ha hecho considerar el ratio R ($R = \sigma_{min}/\sigma_{max}$) para detalles no soldados o liberados de las tensiones. La figura 11 muestra la comparación entre los resultados de los ensayos de fatiga y dos reglas del "factor prima" que se estudiaron durante la redacción del borrador del capítulo 9. La regla que finalmente se adoptó considera el efecto de los rangos de tensión de compresión multiplicando la parte del rango de tensión en compresión por un factor de 0,6. La validez de esta regla se ha comparado con resultados de ensayos de fatiga efectuados sobre uniones en cruz soldadas no cargadas para varios ratios R que oscilan entre -3,0 y 8. Estos ensayos de fatiga se efectuaron sobre probetas de pequeño tamaño.

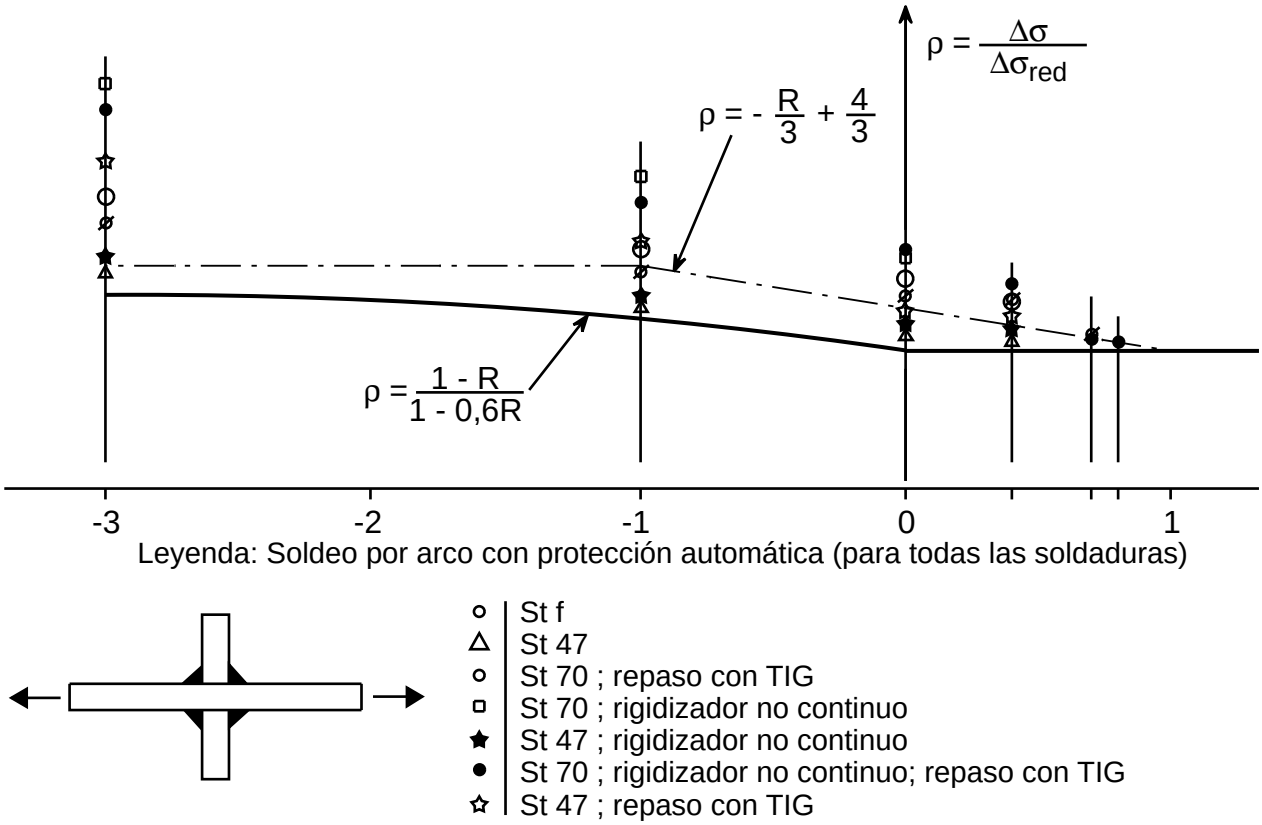


Figura 11 Comparación de fórmulas de "factor de bonus" con resultados obtenidos en ensayos de fatiga

8. RESUMEN FINAL

- El comportamiento ante la fatiga de los detalles estructurales está gobernado por muchos factores que son, por naturaleza, aleatorios.

- La situación actual de los conocimientos proporciona la información suficiente para unas reglas sobre el cálculo de la fatiga razonablemente seguras e integrales. Se ha reconocido que la zona de vidas extremas de la curva de resistencia a fatiga no está bien establecida. Los datos de ensayos en esta zona disponibles actualmente son muy escasos.

- La calidad del cálculo de la fatiga está muy relacionada con la atención prestada a los detalles estructurales, es decir, no sólo al perfil geométrico y a las dimensiones, sino también a la calidad del trabajo de taller y a los defectos aceptables.

- A la hora de efectuar la evaluación de la fatiga de las estructuras, el proyectista debe, en primer lugar, llevar a cabo un análisis adecuado de las cargas de fatiga con el fin de evaluar correctamente las tensiones resultantes que actúan sobre los detalles.

- A continuación el proyectista debe elegir la curva de resistencia a fatiga adecuada relacionada con cada uno de los detalles.

- Tanto el análisis como la elección de la curva exigen habilidad para reconocer e interpretar los factores principales del cálculo que afectan a la resistencia a la fatiga.

9. BIBLIOGRAFÍA

[1] Eurocódigo 3: “Design of Steel Structures”: ENV 1993-1-1: ENV 1993-1-1: ENV 1993-1-1: Part 1.1, General Rules and Rules for Buildings, CEN, 1993.

[2] European Convention for Constructional Steelwork: Recommendations for the Fatigue Design of Steel Structures. ECCS Publication 43, 1985.

[3] Eurocódigo 1: “Basis of Design and Actions on Structures”, CEN (en preparación).

ESDEP TOMO 14
DISEÑO PARA FATIGA

Lección 14.9: Eurocódigo 3: Clasificación de Detalles Constructivos

OBJETIVOS/CONTENIDO

Ofrecer asistencia mediante la comprensión de la categoría de detalle adecuada y de la importancia de la ejecución del detalle. Presentar una visión en profundidad de la importancia de los detalles a partir del estudio de casos individuales.

CONOCIMIENTOS PREVIOS

Ninguna.

LECCIONES AFINES

Lección 14.1:	Introducción Básica a la Fatiga
Lección 14.8:	Conceptos Básicos de Cálculo de Fatiga en Eurocódigo 3

RESUMEN

Basándose en el capítulo 9 del Eurocódigo 3, Parte 1, esta lección presenta un examen de detalles estructurales típicos situados en una estructura imaginaria de un puente. De esta manera, los proyectistas pueden comparar varios detalles cuando procedan al diseño de una estructura y son conscientes de los requisitos específicos del trabajo de taller. También permite que el proyectista decida la categoría adecuada de los detalles para los cálculos de resistencia a la fatiga.

1. INTRODUCCIÓN

En la lección 14.1 se introduce el concepto básico de la clasificación de los detalles estructurales según su resistencia a la fatiga. Cada categoría se define mediante el rango de tensión constante calculado que puede resistirse con la confianza adecuada para 2×10^6 ciclos (por ejemplo, un detalle de la categoría 112 resistiría 2×10^6 ciclos de 112 N/mm2 con un nivel apropiado de confianza). Las curvas de resistencia a la fatiga (habitualmente denominadas curvas “S-N”) para cada una de estas categorías se presentan en las figuras 9.6.1, 9.6.2, 9.6.3 y 9.7.1 del Eurocódigo 3 Parte 1. Estas curvas proporcionan una relación completa entre el rango de tensión y la resistencia para cada una de las categorías.

En el capítulo 9 (apartado 9.8, tablas 9.8.1 a 9.8.7) del Eurocódigo 3 Parte 1 se ilustra una extensa (aunque forzosamente limitada) selección de detalles estructurales, junto con las categorías (determinadas en base a un gran número de resultados de ensayos) en las que se clasifican los detalles. Por lo tanto, la primera tarea a la que se ha de enfrentar el proyectista que esté verificando una estructura con respecto a la fatiga consiste en la determinación de las categorías apropiadas para los detalles de la estructura. Esta labor puede parecer comparativamente trivial, pero en la práctica una estructura de ingeniería civil contendrá un gran número de detalles estructurales que pueden ser proclives a la rotura por fatiga; los problemas a la hora de asignar las categorías apropiadas pueden surgir de varias fuentes, de las que las más importantes son:

a. Es posible que los detalles reales no se correspondan exactamente con ninguno de los descritos en el Eurocódigo 3 Parte 1.

b. Es posible que la geometría detallada, la distribución y dirección de las tensiones, el trabajo del hombre, etc modifiquen la categoría básica.

Con el fin de ofrecer asistencia al proyectista en la selección de la categoría de detalle correcta, esta lección presenta el estudio del caso de una estructura de ingeniería civil concreta y muestra cómo se pueden clasificar los detalles.

2. PRESENTACIÓN GENERAL DEL ESTUDIO DEL CASO

El estudio del caso se centra en un puente imaginario de acero, tal y como se muestra en la figura 1, mediante una vista isométrica despiezada. Con el fin de ilustrar el mayor número de detalles posible, se muestran dos tipos de estructura, con una viga en cajón en la parte de la izquierda y una viga compuesta de celosía en la parte de la derecha. Además, entre ambos lados existen diferencias en lo referente a la disposición del aparato de apoyo, conexión de los travesaños, etc. Con esto no se sugiere que esta disposición, ni siquiera algunos de los detalles, sean necesariamente representativos de una buena práctica de diseño; se presentan con el propósito de ilustrar un punto de discusión.

A continuación esta estructura imaginaria se subdivide, tal y como se muestra en la figura 1, en varios detalles mostrados de cerca, figuras 2 a la 7, que, en algunos casos, se subdividen a su vez cuando resulta necesario por motivos de claridad. Las figuras detalladas indican la dirección de la tensión principal, así como el emplazamiento y la dirección de la fisura potencial; la categoría en la que se debe clasificar cada detalle se indica mediante un número encerrado en un círculo situado junto al detalle. En ocasiones, la pendiente de la curva S-N se aleja del valor "típico" de 3; esto se indica colocando "m=.." junto a la categoría del detalle.

En varios casos, que se indican mediante una pequeña letra situada dentro de un cuadrado, resultan necesarias algunas notas adicionales para la ampliación de algunos factores importantes que afectan a la clasificación. Esto puede ocurrir en los casos en los que es necesario cierto asesoramiento con respecto al cálculo de la tensión calculada o al procedimiento o requisitos para el trabajo de taller. En ocasiones es posible que se produzca más de un tipo de fisuración en

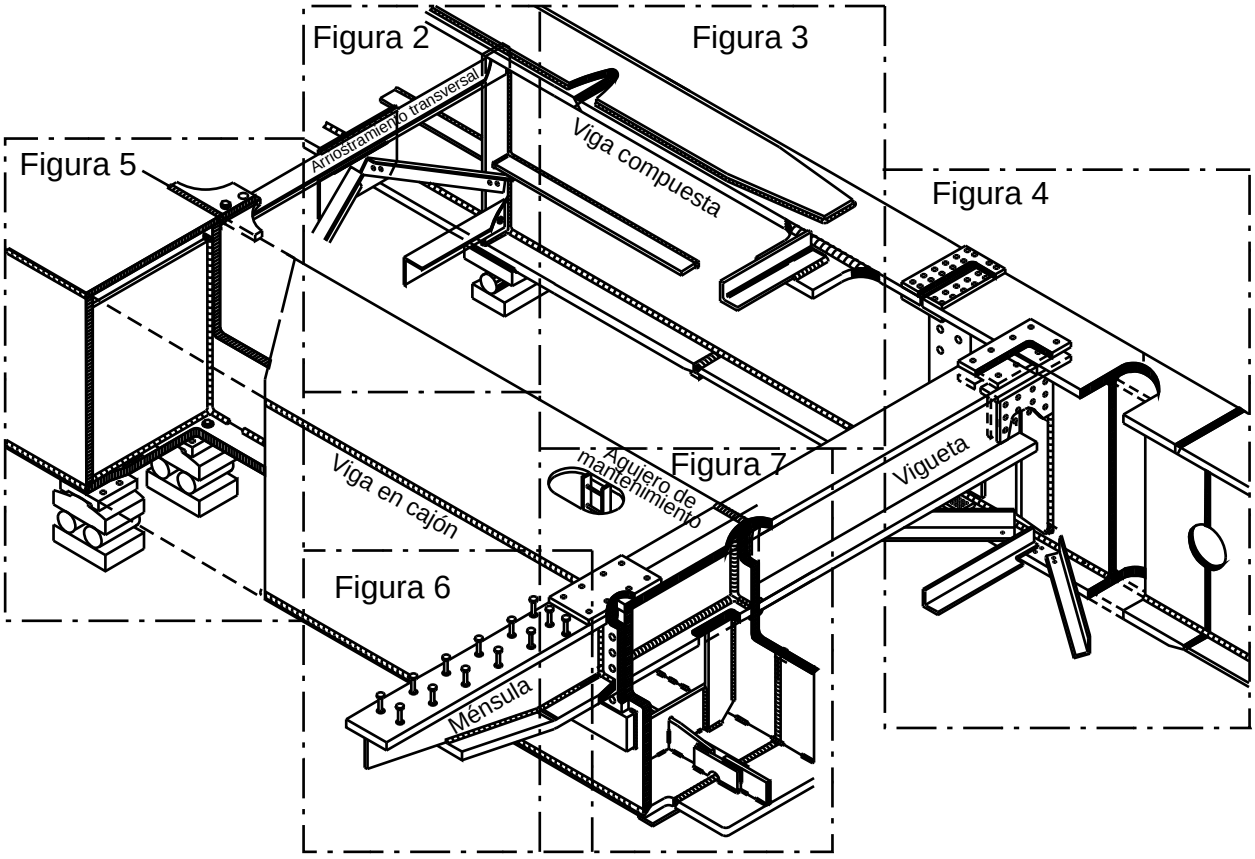


Figura 1 Conjunto de los estudios del caso

un único emplazamiento, o que sean más de un factor los que contribuyen a la fisuración. Cuando este tipo de cuestiones son relevantes también se cubren mediante notas.

Cuando un detalle del estudio del caso no se corresponde satisfactoriamente con un detalle especificado en el capítulo 9 de el Eurocódigo 3 Parte 1, la categoría indicada se basa en lo especificado en otros códigos o se determina a partir de ensayos de los que los autores de esta lección tienen conocimiento; cuando éste es el caso, se describe en una nota. También se espera que se amplíen o modifiquen las tablas de detalles para los puentes de acero cuando, a su debido tiempo, se publique el Eurocódigo 3 Parte 2 y, en unos pocos casos, se hace referencia a lo que es posible que se mencione en esta nueva publicación. Además, incluso cuando un detalle queda ostensiblemente cubierto por el capítulo 9, a la hora de proceder a la determinación de la categoría, resulta en ocasiones necesario considerar aspectos del diseño o procedimientos del trabajo de taller particulares. Estas consideraciones (muchas de las cuales quedan fuera del alcance de esta lección, aunque se cubren en otras) son:

a. **Evaluación de la Tensión Prevista**

No es posible exagerar la importancia de conocer la dirección de la fluctuación de la tensión principal; en la mayor parte de los casos esta dirección es clara, pero en ocasiones no lo es tanto debido a la incertidumbre que rodea a la predicción del lugar exacto en el que se producirá la fisura y en qué dirección es posible que se propague. Dado que las tensiones que se utilicen deben basarse en cálculos elásticos, deben tenerse en cuenta las tensiones secundarias que, en los detalles complejos, pueden ser difíciles de cuantificar.

b. **La Calidad de la Preparación de una Unión**

Tanto el ajuste de una unión, como el método utilizado para finalizar una soldadura a tope (alargamientos o chapitas auxiliares de salida del cordón) pueden afectar a la categoría, especialmente en el caso de las soldaduras en obra.

c. **La Accesibilidad de un Emplazamiento para la Soldadura**

Las soldaduras que presentan un acceso difícil son frecuentemente de calidad inferior y son más proclives a los defectos, y por lo tanto a la fatiga, que las que resultan más accesibles.

d. **Especificación adecuada del metal de base y de los consumibles para el soldeo**

e. **Procedimiento Operativo**

Por ejemplo, las soldaduras a tope sin pletinas de refuerzo se clasifican en una categoría mejor que las que las tienen, siempre que sea posible obtener la penetración completa. Hay diferencias entre las pletinas de refuerzo permanentes y temporales.

f. **El Perfil y el Acabado Superficial de la Soldadura**

Generalmente, el comportamiento ante la fatiga de las soldaduras con un “refuerzo” excesivo o con una superficie rugosa es inferior que si están rebajadas a paño y son lisas.

g. **Los Criterios de Aceptación para la Calidad de la Soldadura**

Con el fin de obtener la categoría indicada en el capítulo 9 del Eurocódigo 3 Parte 1, es necesario alcanzar unos niveles mínimos de calidad con respecto al perfil, emplazamiento, tipo y tamaño de los defectos.

h. **Técnicas de Mejora para las Uniones Soldadas**

Entre éstas se incluye el rectificado, martillado y granallado, refusión con TIG, etc. Su objetivo consiste en mejorar la categoría por encima de la que se indica en el capítulo 9 y se describen con detalle en la lección 14.5.

j. **Evaluación y Reparación de los Defectos de las Soldaduras**

Si los defectos de una soldadura son mayores de lo que es permisible para una categoría en concreto, es posible, en lugar de rechazar la soldadura, clasificarla en una categoría inferior (si las fluctuaciones de las tensiones son bajas) o repararla. La reparación exige una atención especial a la especificación y a la ejecución; en no pocas ocasiones una soldadura reparada es peor que la soldadura original. Independientemente del procedimiento de reparación que se utilice, la categoría final se debe determinar con prudencia.

3. NOTAS SOBRE LAS FIGURAS DETALLADAS 2 - 7 DEL ESTUDIO DEL CASO

FIGURA 2

a. Este detalle no se muestra explícitamente en el capítulo 9; en general debe evitarse (normalmente es mejor, y probablemente más fácil, detallar los rigidizadores longitudinales que pasan a través de “”ratoneras”” en los rigidizadores transversales). El detalle más cercano del capítulo 9 se muestra bajo uniones en cruz, donde la fisuración de la raíz de la soldadura se debe verificar como perteneciente a la categoría 36* y la fisuración mostrada de la chapa desde el borde de la soldadura, como categoría 71. La categoría 50* que se indica es el resultado de otro trabajo.

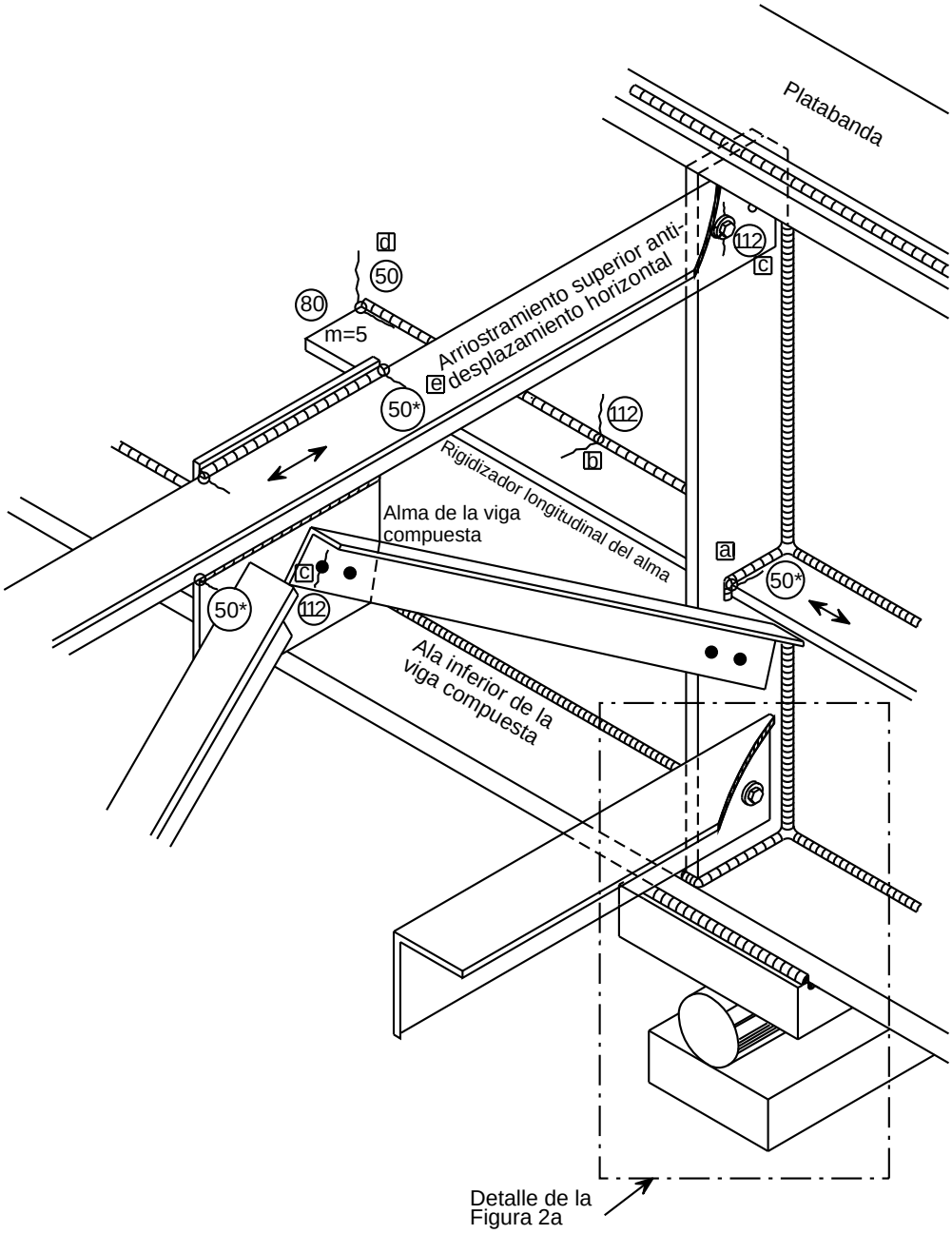


Figura 2

b. La categoría 112 que se muestra es la "típica" para una soldadura en ángulo efectuada automáticamente desde ambas caras, pero que contiene posiciones de paro-inicio (tabla 9.8.2 (3) o (4)). En caso de que no contuviera posiciones de paro-inicio, sería posible clasificarlo en una categoría más alta, la 125, o incluso la 140 si una inspección efectuada por un especialista demuestra que las soldaduras están libres de defectos significativos. A la inversa, si la soldadura se efectuara manualmente, su categoría descendería a la 100. Es probable que el Eurocódigo 3 Parte 2 excluya las categorías más altas, 125 a 140, para este detalle, puesto que la calidad del trabajo manual necesaria es impracticable en el caso de las estructuras de puentes.

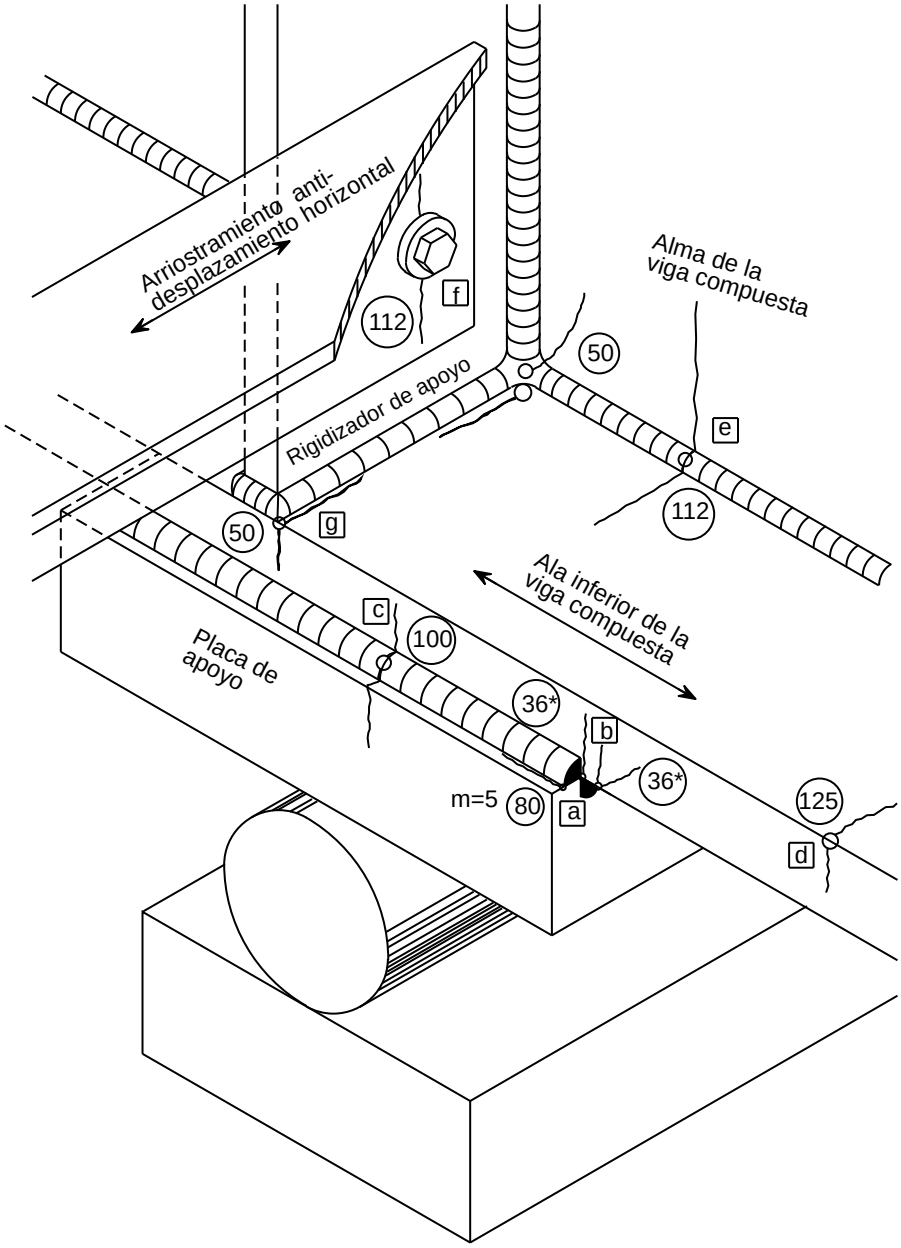


Figura 2a

c. Las tensiones se deben calcular utilizando la sección gruesa para las conexiones resistentes al deslizamiento, o la sección delgada para todas las demás (tabla 9.8.1 (6) o (7)). Se deben tener en cuenta los efectos de la excentricidad en la conexión a la hora de calcular las tensiones en una conexión unilateral.

d. Es posible tratar este detalle (en el extremo final de un rigidizador longitudinal) en cuanto a la fisuración en la chapa principal como si fuera una unión longitudinal larga (>100 m) dentro de la anchura de una chapa con una soldadura no cargada (tabla 9.8.4 (1)). Probablemente el Eurocódigo 3 Parte 2 añadirá el requisito de que la soldadura se extienda alrededor del extremo del rigidizador. Obsérvese que también es posible que haya que verificar la soldadura a cortante, con el rango de tensión calculado a partir del área de la garganta de la soldadura.

e. Es posible tratar la cartela unida tal y como se muestra al lado del ángulo como si fuera una platabanda más ancha que el ala (con el lado del ángulo representando el ala) (tabla 9.8.5 (5)). Siempre y cuando todos los espesores de chapa sean de 20 mm o inferiores, este detalle se incluye en la categoría 50* en cuanto a fisuración en el ángulo; esta categoría se reduce a la 36* si el espesor es superior a 20 mm. Se debe continuar la soldadura hacia abajo en el lado del ángulo y rectificarla para eliminar la mordedura si fuera necesario.

FIGURA 2a

a y b Estos detalles muestran cómo las fisuras se pueden propagar en direcciones diferentes en un área de geometría y distribución de tensiones complejas. Las consideraciones son similares a las de la figura 2, nota e, pero el espesor de la placa de apoyo es inferior a 20 mm y, por lo tanto, la categoría con respecto a la fisuración de la chapa se reduce a la 36* (tabla 9.8.5 (5)).

c. Véase la figura 2, nota b; puesto que casi con toda seguridad la soldadura a la placa de apoyo se efectuará manualmente, se utiliza la categoría inferior 100 (tabla 9.8.2 (5) o (6)).

d. La categoría del canto de la chapa depende del procedimiento de fabricación; si se trata de una pletina laminada se debe aumentar la categoría a la 160, pero, si es oxicortada a máquina con labra posterior, el aumento alcanza la 140. La categoría 125 indicada es para un canto oxicortado a máquina sin labra posterior, a pesar de que probablemente el Eurocódigo 3 Parte 2 especificará la calidad de los bordes cortados (tabla 9.8.1 (5)). No debe contener reparaciones mediante relleno de la soldadura.

e. Igual que para la figura 2, nota b.

f. Igual que para la figura 2, nota c.

g. La categoría de esta soldadura se ha reducido de la 71 u 80, que es la que se indica para los rigidizadores de alma (tabla 9.8.4 (4)), debido a que el rigidizador se muestra a paño con el canto de la chapa.

FIGURA 3

a. Se trata de un detalle más bien inadecuado, puesto que debido a la inclinación del ala no es posible garantizar un buen ajuste por encima de la pletina de refuerzo; de aquí la categoría baja de 50 (tabla 9.8.3 (11)).

b. En la parte superior de la soldadura a tope, siempre y cuando el “refuerzo” no sea superior a 0,1 veces la anchura del cordón de soldadura, la categoría es la 90 (tabla 9.8.3 (4)); hasta 0,2 veces se le adjudicaría la categoría 80 (tabla 9.8.3 (7)). Se deben utilizar piezas auxiliares de salida del cordón. (Si la soldadura está rebajada a paño

la categoría podría ser la 125 o superior). Normalmente no tendría mucho sentido adjudicar una categoría mucho más elevada a la superficie superior que a la inferior, a menos que la excentricidad surgida como consecuencia de la modificación en el espesor de la chapa produjera un rango de tensión mayor en la parte superior.

c. La categoría comparativamente elevada de esta soldadura tan solo es cierta para una cartela con un radio amplio, como el dibujado, (> 150 mm y también > (anchura de la chapa principal)/3) (tabla 9.8.4 (2)). Es necesario formar el radio mediante labra u oxicorte inicial, con un rectificado subsiguiente del área de la soldadura, paralela a la dirección de la tensión. Si el radio < (anchura de la chapa principal)/6 la categoría se reduce a la 45* y, entre los dos límites anteriores, a la 71.

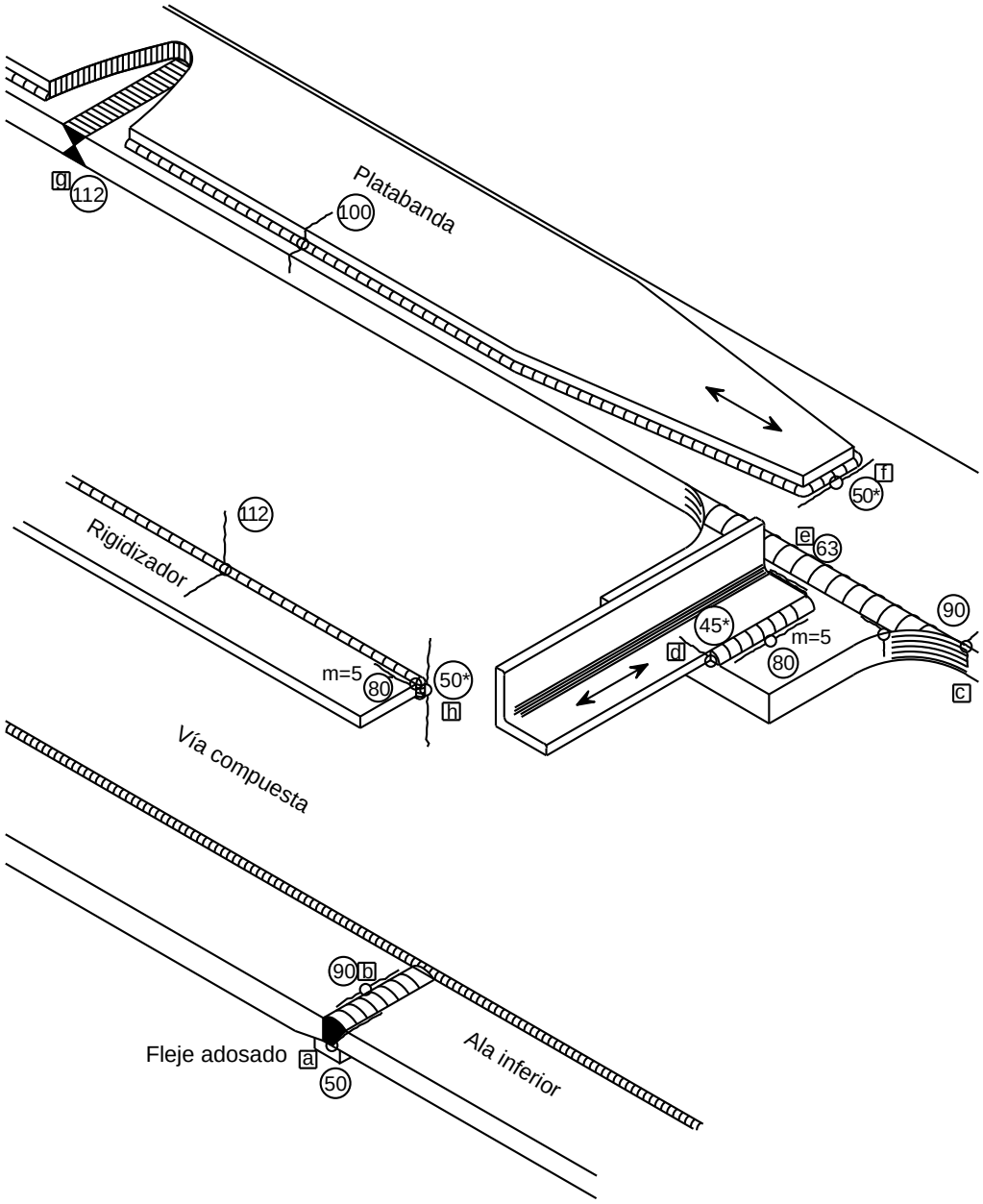


Figura 3

d. Esta es una aplicación directa del detalle de la tabla 9.8.5 (4). Debe tenerse en cuenta que es necesario mantener la soldadura a 10 mm del extremo de la cartela. Puesto que se trata de una conexión unilateral, es necesario considerar los efectos de la excentricidad.

e. Ésta constituye de nuevo una aplicación directa, esta vez de la tabla 9.8.5. (3). El cálculo de la tensión en la chapa principal ha de efectuarse cuidadosamente y, en el caso de una aplicación unilateral como la que se muestra, ha de contar con la excentricidad.

f. Este es un “mal” detalle típico para el aumento del área de una chapa y la categoría se indica en la tabla 9.8.5 (5). Las chapas del ejemplo no tienen un espesor superior a 20 mm, de manera que la categoría es la 50*; con grosores

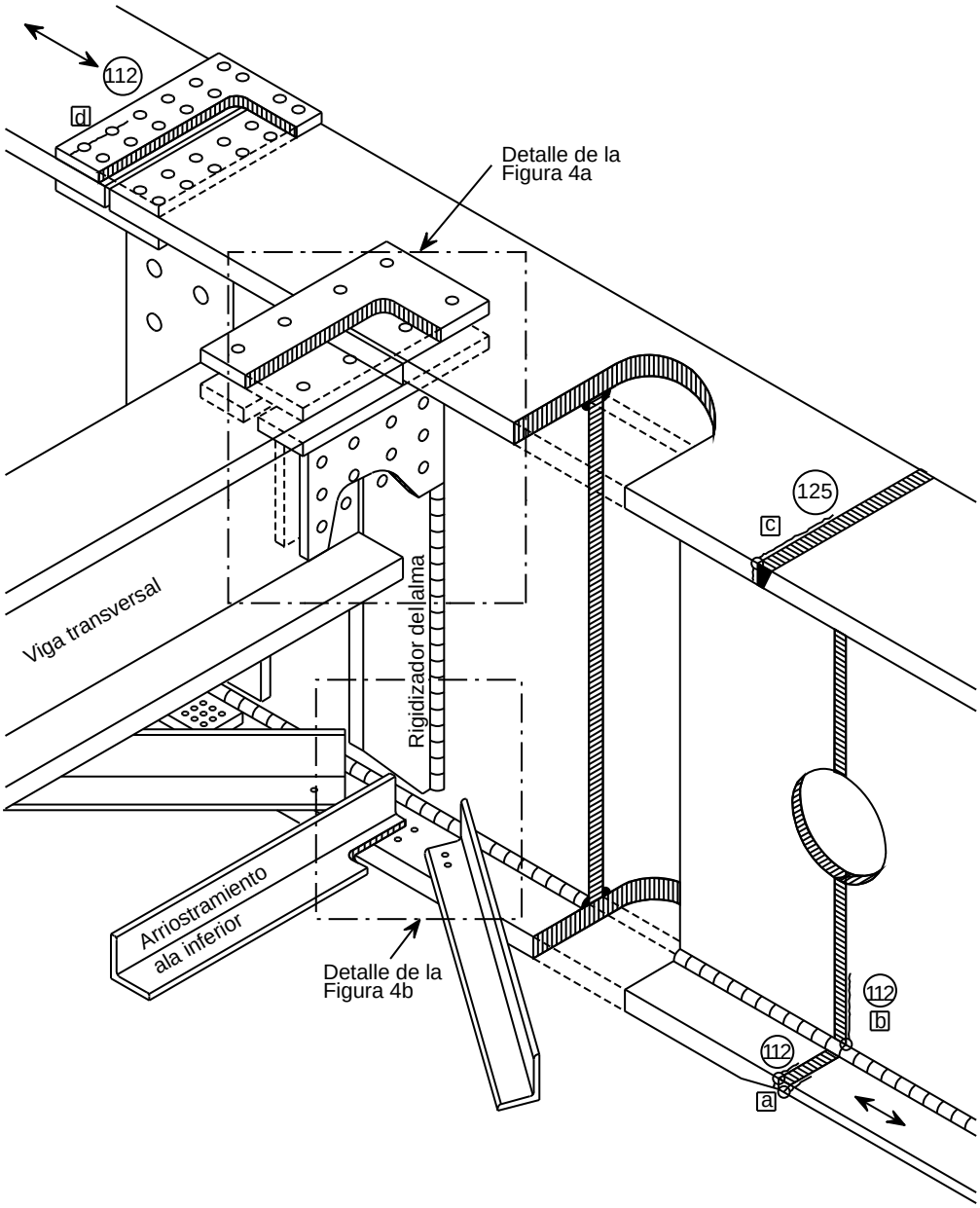


Figura 4

superiores, la categorías se reduce a la 36*. A diferencia de lo que pudiera pensarse, el achaflamiento de la platabanda como el que se muestra, o el redondeo de su extremo, no mejoran por sí mismos el detalle; no obstante, un detalle especial con soldaduras platabandas biseladas que están desarrollando los Ferrocarriles Alemanes podría elevar la categoría a la 80. Es posible que este hecho aparezca en el Eurocódigo 3 Parte 2.

g. Esta es una soldadura a tope por ambas caras, con la superficie a paño (tabla 9.8.3 (1)). Es necesario un nivel de control de calidad y de inspección significativo para permitir la utilización de esta categoría tan alta.

h. Igual que para la figura 2, nota d.

FIGURA 4

a. Se trata de una soldadura a tope, sin chapa espaldar y a paño, situada entre chapas de diferentes espesores (tabla 9.8.3 (3)). Siempre y cuando la diferencia de espesor se compense ahusando la barra de mayor espesor con una pen-

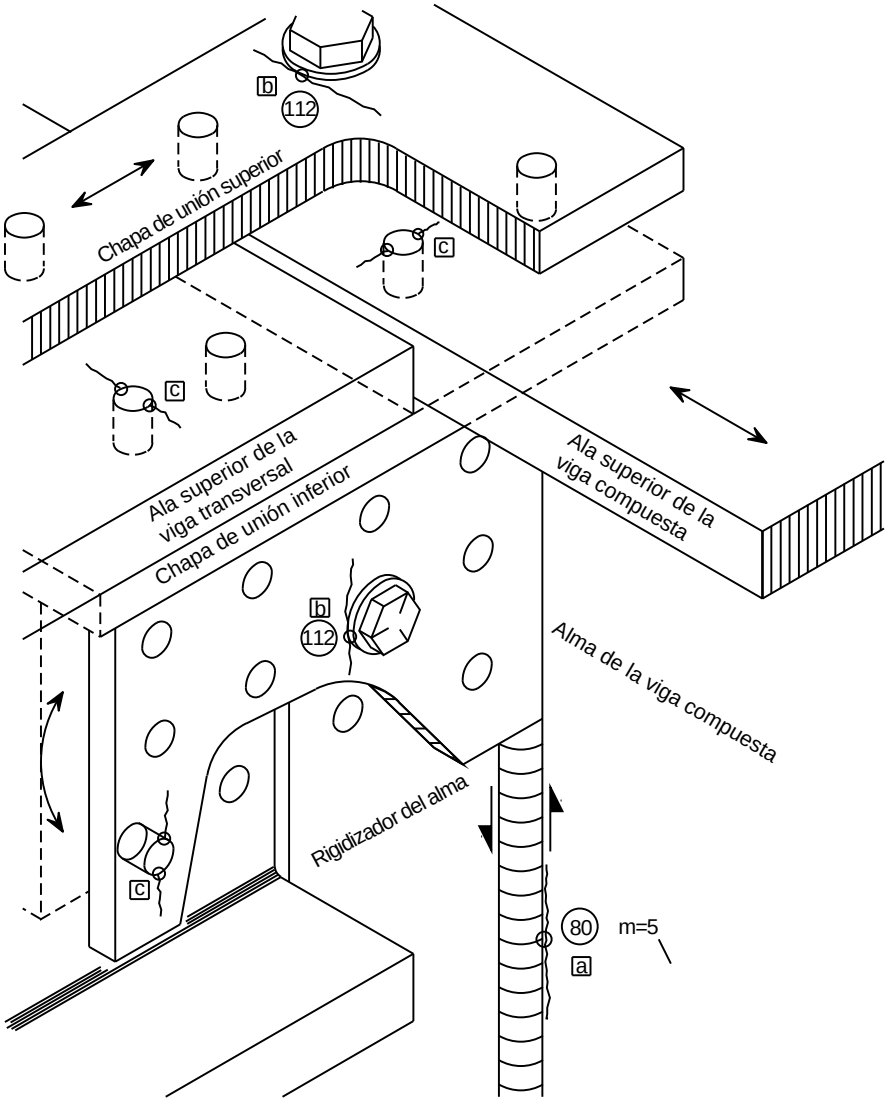


Figura 4a

diente no superior a 1:4, mantiene la clasificación de soldadura de categoría 112.

b. Igual que para la figura 3, nota g.

c. Igual que para la figura 3, nota g, pero en este caso se trata de una soldadura por una sola cara sin pletina de refuerzo y, dado que la calidad especificada para la ejecución y la inspección es muy elevada, la categoría se puede elevar hasta la 125 (tabla 9.8.3 (1)).

d. Igual que para la figura 2, nota c, pero puesto que se trata de una conexión bilateral no se produce excentricidad.

FIGURA 4a

a. Éste es el detalle típico para los cordones de soldadura a cortante (tabla 9.8.5 (6)). El rango de tensión se debe calcular a partir del área de la garganta de la soldadura.

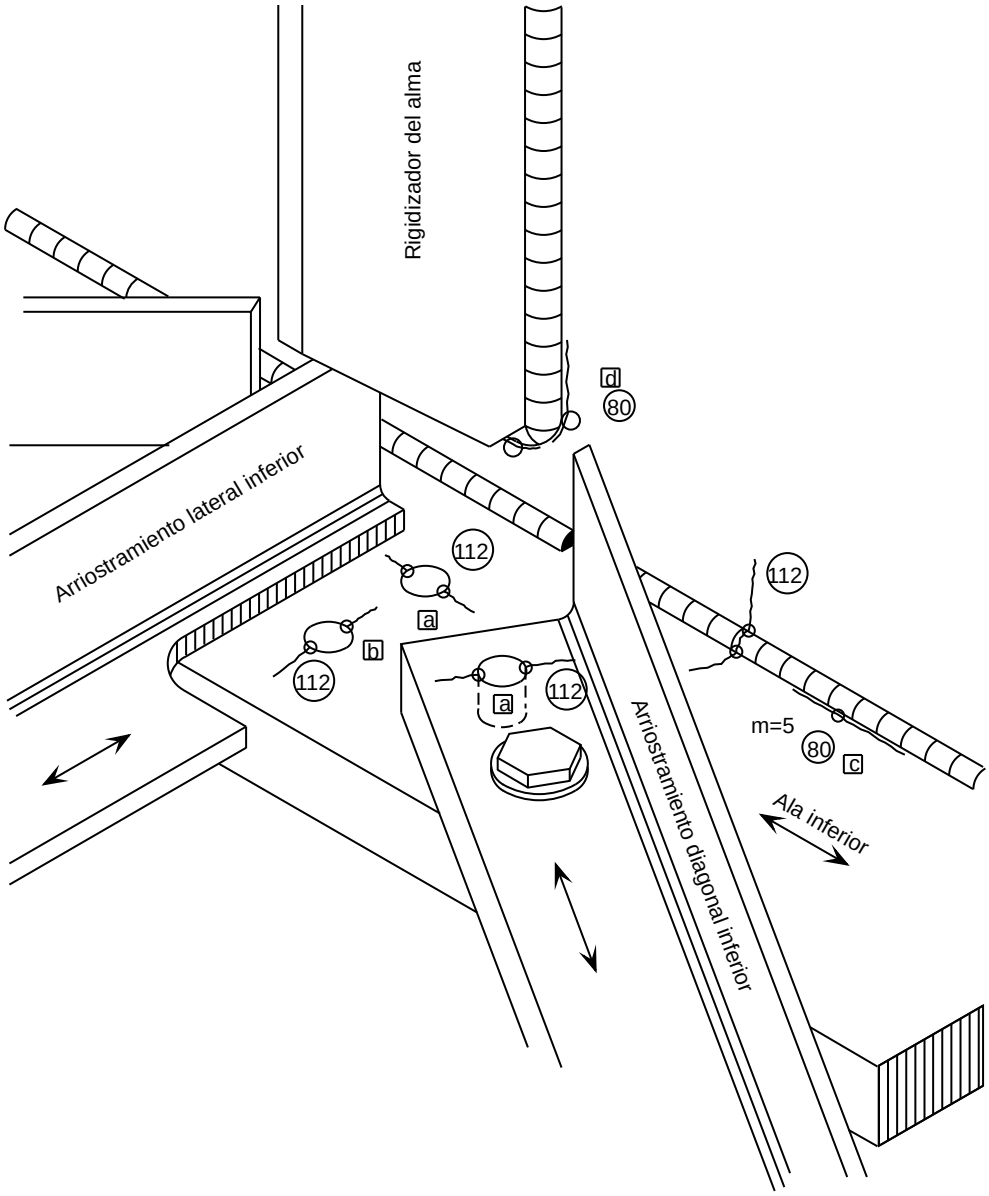


Figura 4b

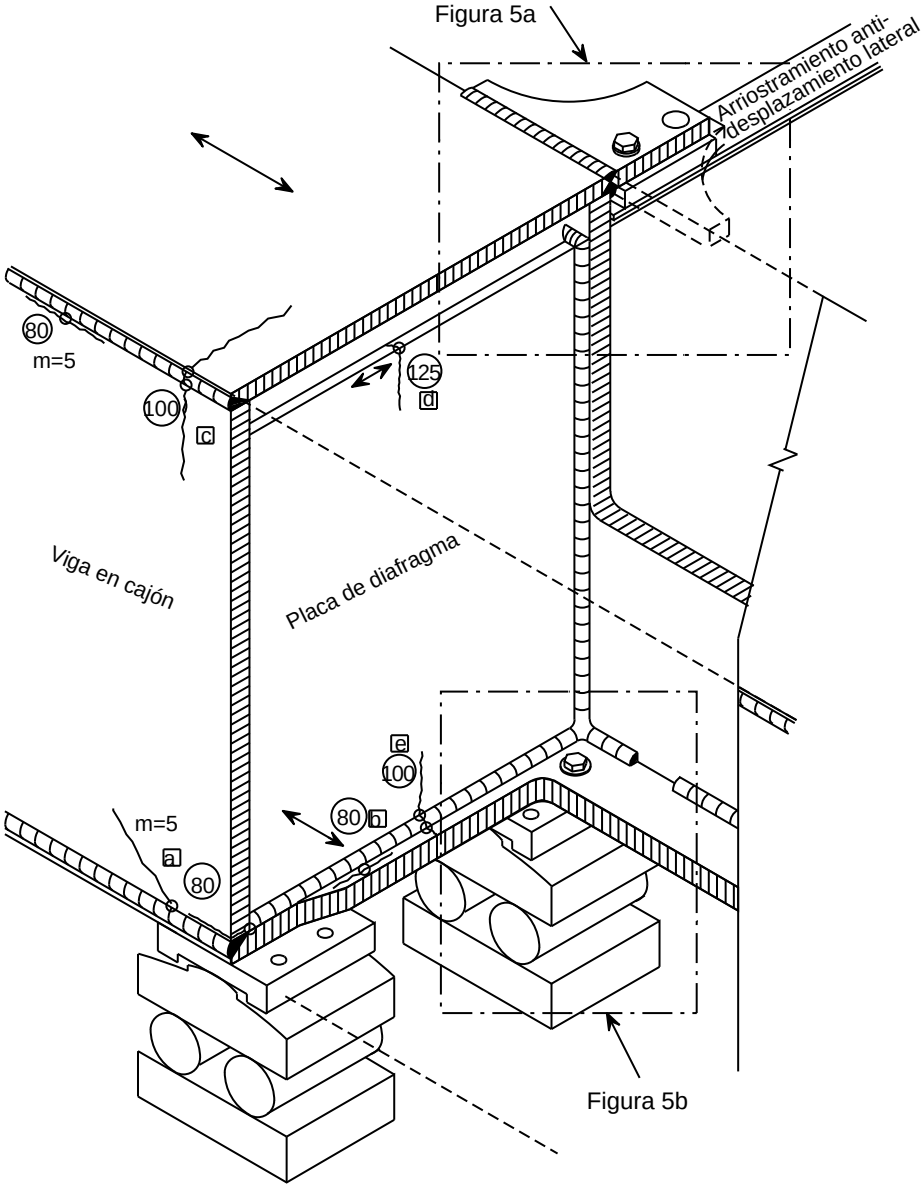


Figura 5

b. Igual que para la figura 2, nota c, pero puesto que se trata de una conexión bilateral no se produce excentricidad. Obsérvese que la fisura se inicia desde el borde de la arandela.

c. Igual que para la figura 2, nota c, pero puesto que se trata de una conexión bilateral no se produce excentricidad. Obsérvese detenidamente que la dirección de la fisura está relacionada con la dirección de la tensión.

FIGURA 4b

a y b Ambas son igual que para la figura 2, nota c, pero obsérvese que la dirección de la tensión y, por lo tanto, la dirección de la fisuración puede variar de agujero a agujero.

c. Igual que para la figura 4a, nota a.

d. Este es el detalle típico de la tabla 9.8.4 (4) (diagrama de la izquierda), siempre y cuando el espesor del rigidizador no sea superior a 12 mm. (Si lo fuera, la catego-

ría se reduce a la 71). Obsérvese que el rigidizador debe terminar por lo menos a 10 mm por encima del ala y que se debe dar otra vuelta de soldadura alrededor de la parte inferior del rigidizador. Algunas evidencias recientes sugieren que la flexión fuera de plano de la chapa del alma en el extremo final del rigidizador podría rebajar la categoría de este detalle, aunque de momento todavía prosiguen las investigaciones.

FIGURA 5

a. Igual que para la figura 4a, nota a. Obsérvese la propagación de la fisura transversal en la dirección de la tensión de tracción principal.

b. Éste constituye el detalle típico para la soldadura de diafragmas en vigas de cajón a las alas y a las almas, en aquellos casos en los que el espesor del diafragma no es superior a 12 mm (tabla 9.8.4 (5)). Si el espesor fuera superior, la categoría se rebajaría a la 71.

c. Este es el detalle típico para las soldaduras de esquina de las vigas en cajón. (tabla 9.8.2 (6)). Obsérvese que resulta esencial un buen ajuste entre el ala y el alma, de manera que sea posible efectuar una soldadura por una sola cara sin pasar al otro lado. En ciertos tipos de construcción y de carga, esta soldadura también se muestra proclive a la flexión por su eje longitudinal debido al efecto de la carga local causada por el tráfico o a los efectos distorsionales en la viga de cajón. Resulta virtualmente imposible asignar una categoría para este tipo de efectos y es necesaria una considerable experiencia.

d. Igual que para la figura 2a, nota d.

e. Véase la figura 2, nota b. Puesto que la soldadura se efectuará manualmente, pertenece a la categoría 100 (tabla 9.8.2 (5)).

FIGURA 5a

a. La flexión de la chapa del alma está sometiendo a tensiones a esta soldadura y no resulta fácil de clasificar en base a los detalles del Eurocódigo 3 Parte 1. No obstante, es similar a la unión larga, tabla 9.8.4 (1) y probablemente resulte seguro utilizar esa categoría (50*).

b. Igual que para la figura 2, nota c.

c. Véase la figura 3, nota c. Debido a que la chapa principal (el ala de la viga en cajón) es ancha, el radio de la cartela es más acusado de lo que parece y, por este motivo, la soldadura se encuadra en la categoría más baja, para este detalle, la 45*.

d, e y f Estas soldaduras resultan muy difíciles de catalogar y no están cubiertas de manera explícita en el Eurocódigo 3 Parte 1. Además, a pesar de que se muestra la dirección de la tensión mediante flechas sobre el detalle, es posible que las soldaduras también estén sometidas a efectos de la flexión en el alma y en el ala. Se debe obrar con gran prudencia cuando se intente efectuar su clasificación.

El detalle d parece ser una soldadura a tope de penetración incompleta efectuada desde una sola cara (tabla 9.8.3 (8)) y, por lo tanto, se clasifica como categoría 36*.

Los detalles e y f son análogos al detalle en cruz, tabla 9.8.5 (2) y por lo tanto se les asigna la categoría 36*, al menos en lo que concierne a la fisuración desde la raíz. En el caso de la cartela, puede verificarse la fisuración en la chapa de base procedente del borde de la soldadura en una categoría elevada, la 71, (detalle e, tabla 9.8.5 (1)) o en la 90 en el caso del ala (detalle f, tabla 9.8.3 (4), siempre y cuando se cumplan los requisitos especiales de la tabla.

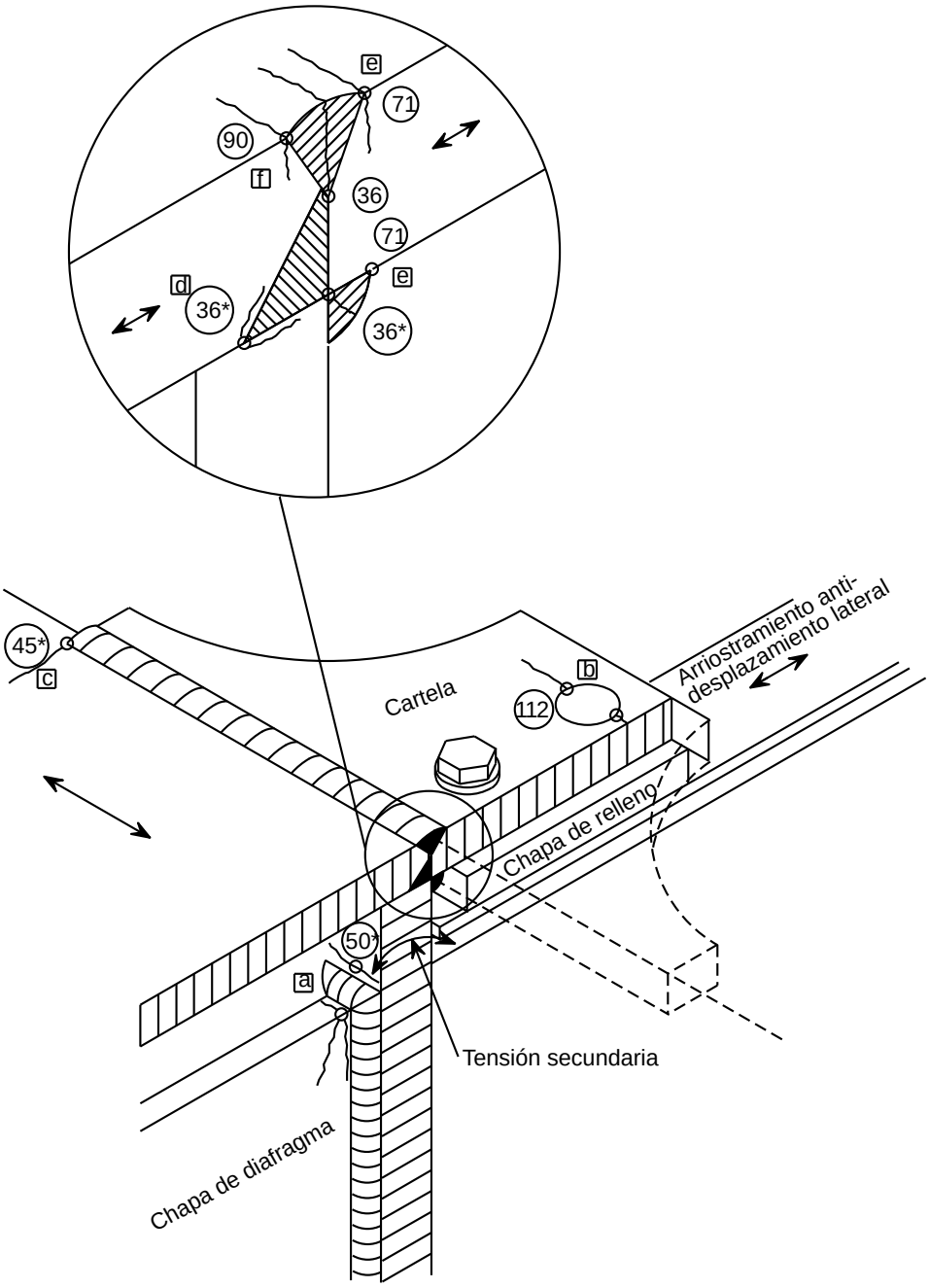


Figura 5a

FIGURA 5b

a. Puesto que ésta será una chapa labrada, es posible utilizar una categoría elevada, la categoría 140 (tabla 9.8.1 (4)). Sin embargo, puesto que hay una esquina re-entrante, se producirán concentraciones de tensiones y se deben utilizar las tensiones mayoradas cuando se efectúe la comprobación.

b. Ésta es similar a la categoría de los extremos de los cordones de soldadura discontinuos, en los que la separación es inferior a 2,5 veces la longitud de la soldadura (tabla 9.8.2 (8)). Por lo tanto, se puede adoptar la categoría 80.

c. Igual que para la figura 5, nota b.

d. Igual que para la figura 4a, nota a. Obsérvese la propagación de la fisura transversal a la dirección de la tensión de tracción principal.

FIGURA 6

a. Este detalle no está clasificado en el Eurocódigo 3 Parte 1. Evidentemente, pertenece a una categoría muy baja y no debe utilizarse si el rango de tensión es significativa. Parece apropiado clasificarlo en la categoría más baja disponible, la 36*

b. El efecto de los transmisores de cortante sobre la placa base es el de originar un detalle de la categoría 80 (tabla 9.8.4 (6)).

c. La soldadura que fija los transmisores de cortante para el cizallamiento se clasifica en la tabla 9.5.8 (8) con la tensión tan-

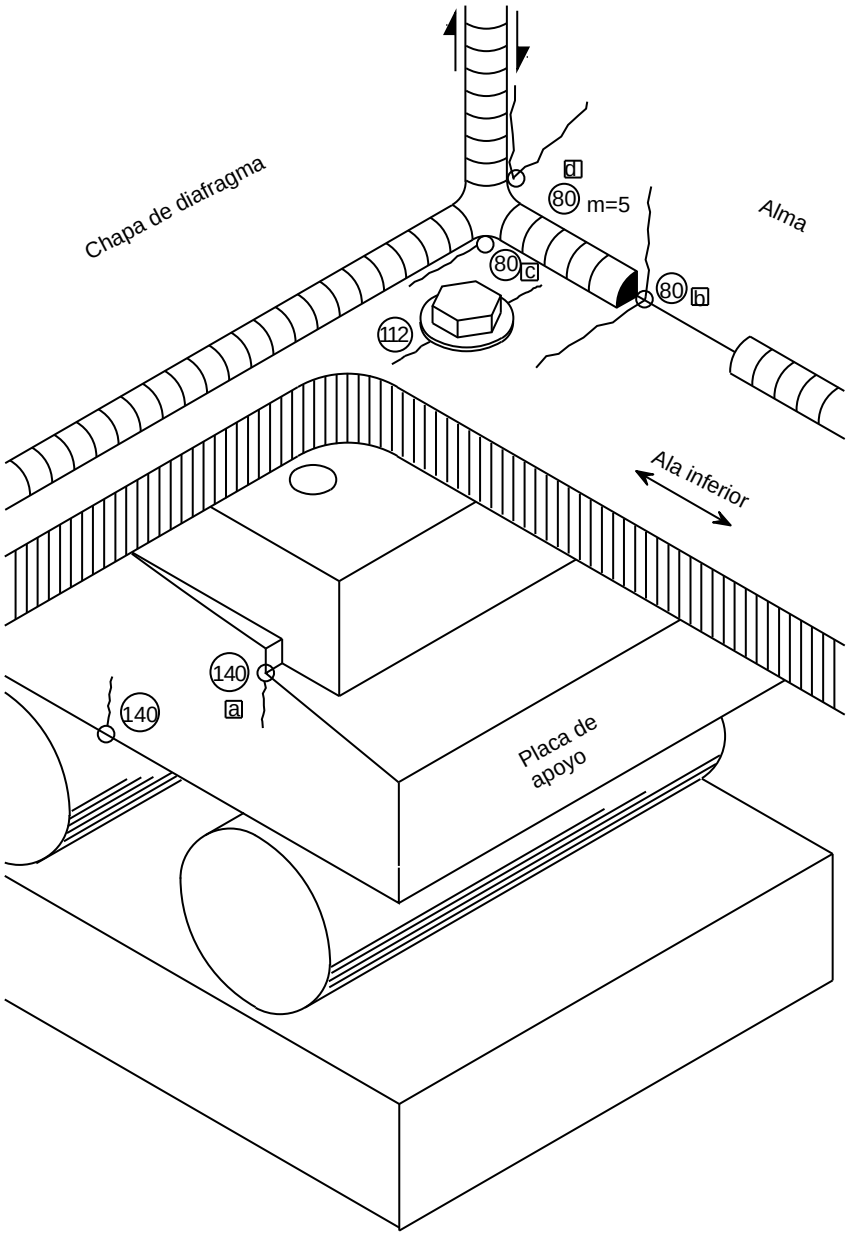


Figura 5b

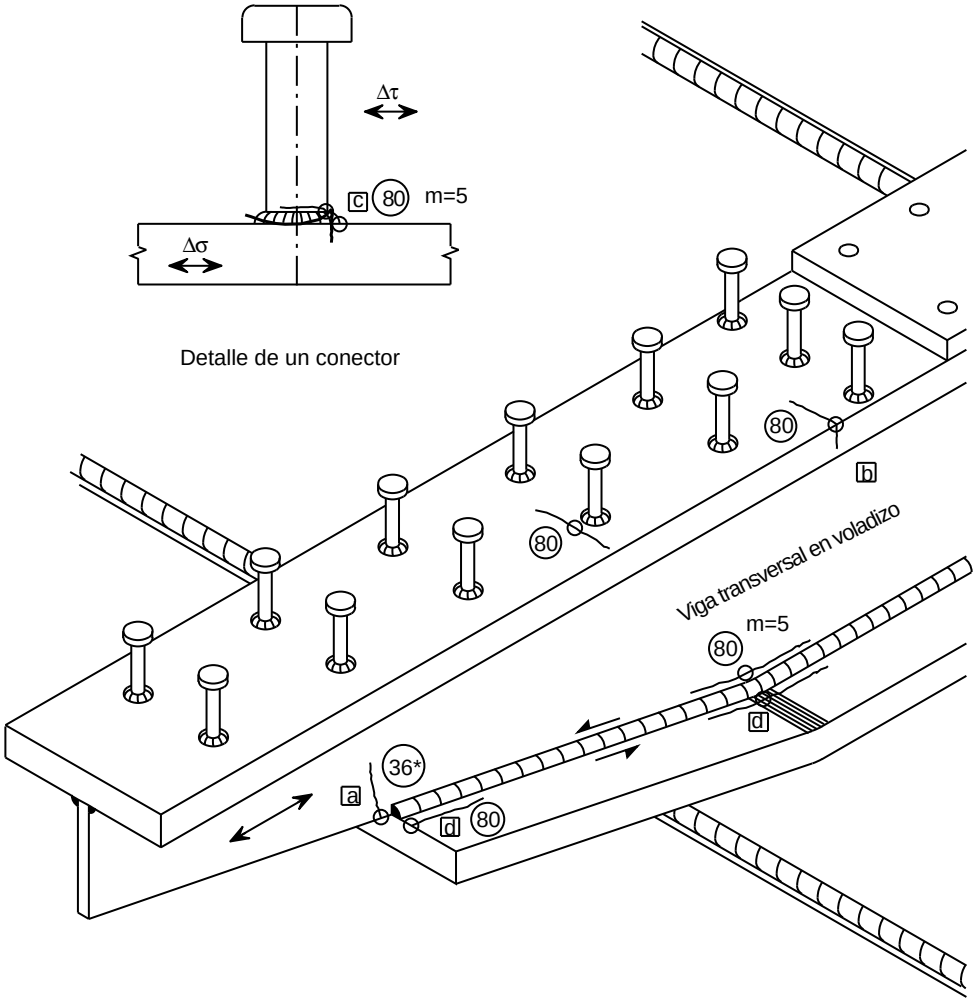


Figura 6

gencial calculada en la sección transversal nominal del transmisor de cortante. En el Eurocódigo 4 hay más información disponible acerca de la fatiga de los transmisores de cortante.

d. Igual que para la figura 4a, nota a.

FIGURA 7

a. Este detalle representa una soldadura a tope sobre una pletina de refuerzo permanente, en el que el cordón de soldadura de la pletina de refuerzo finaliza a menos de 10 mm del canto de la chapa (tabla 9.8.3 (11)).

b. Igual que para la figura 2, nota b.

c. Igual que para la figura 2, nota c.

d. Esta unión es, en efecto, una unión transversal soldada con una soldadura no cargada (tabla 9.8.4 (3)). No obstante, la soldadura finaliza en el canto de la chapa, por lo que el detalle es de una categoría inferior que la que indica la tabla. La categoría 50 parece ser apropiada. En vista de lo anterior, debe señalarse cómo un detalle no estructural, aparentemente poco importante, puede hacer disminuir gravemente la capacidad de fatiga de una estructura. Si la utilización de este detalle resulta necesaria, debe situarse en un área en la que la fluctuación de la tensión sea reducida.

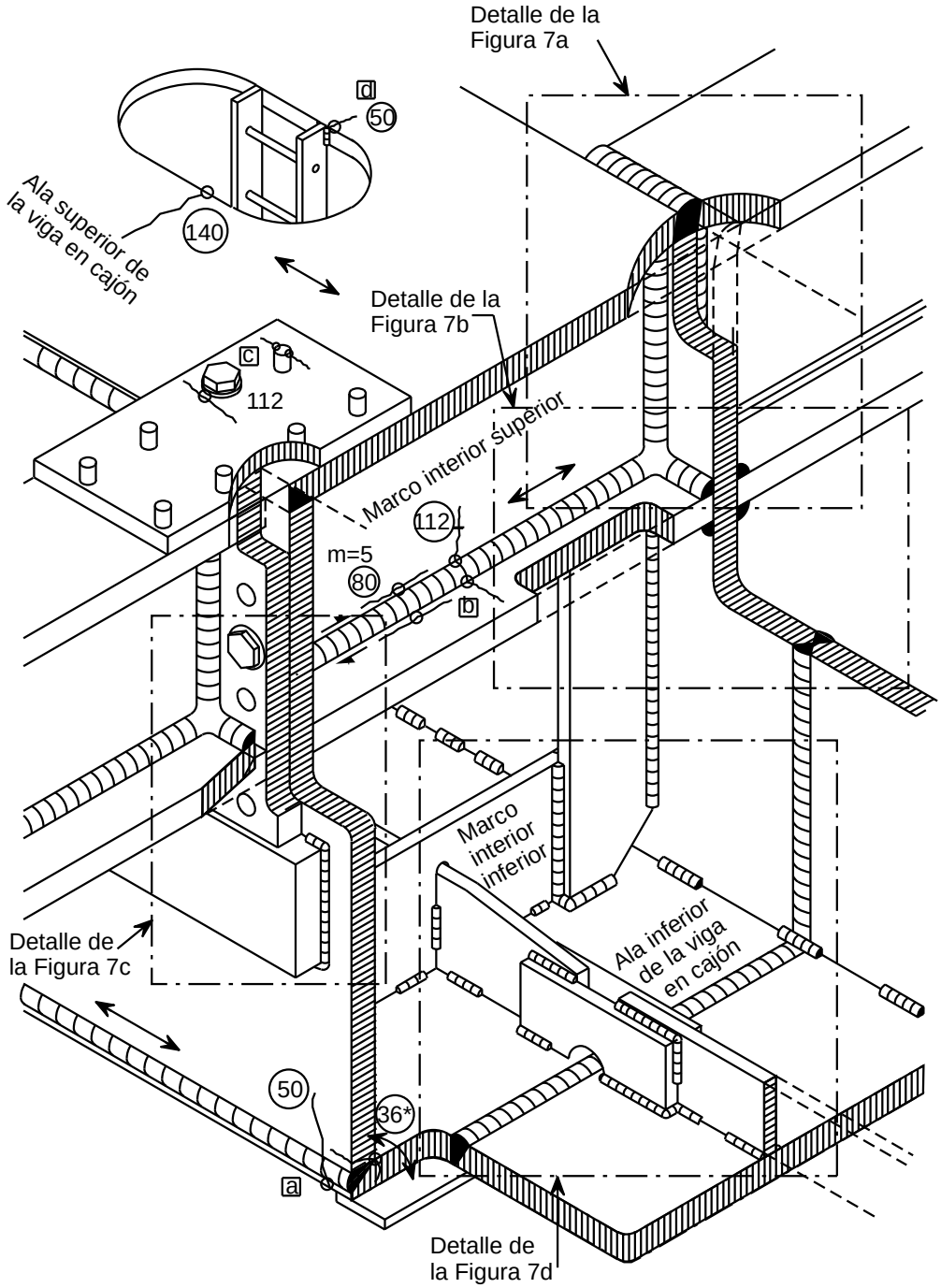


Figura 7

FIGURA 7a

a. Estas soldaduras son similares a las que se muestran en la tabla 9.8.5 (1) para la fisuración en la chapa base a partir del borde de la soldadura en uniones en cruz.

b. Este detalle es, en efecto, una cartela con radio de plano cero (tabla 9.8.4 (2))

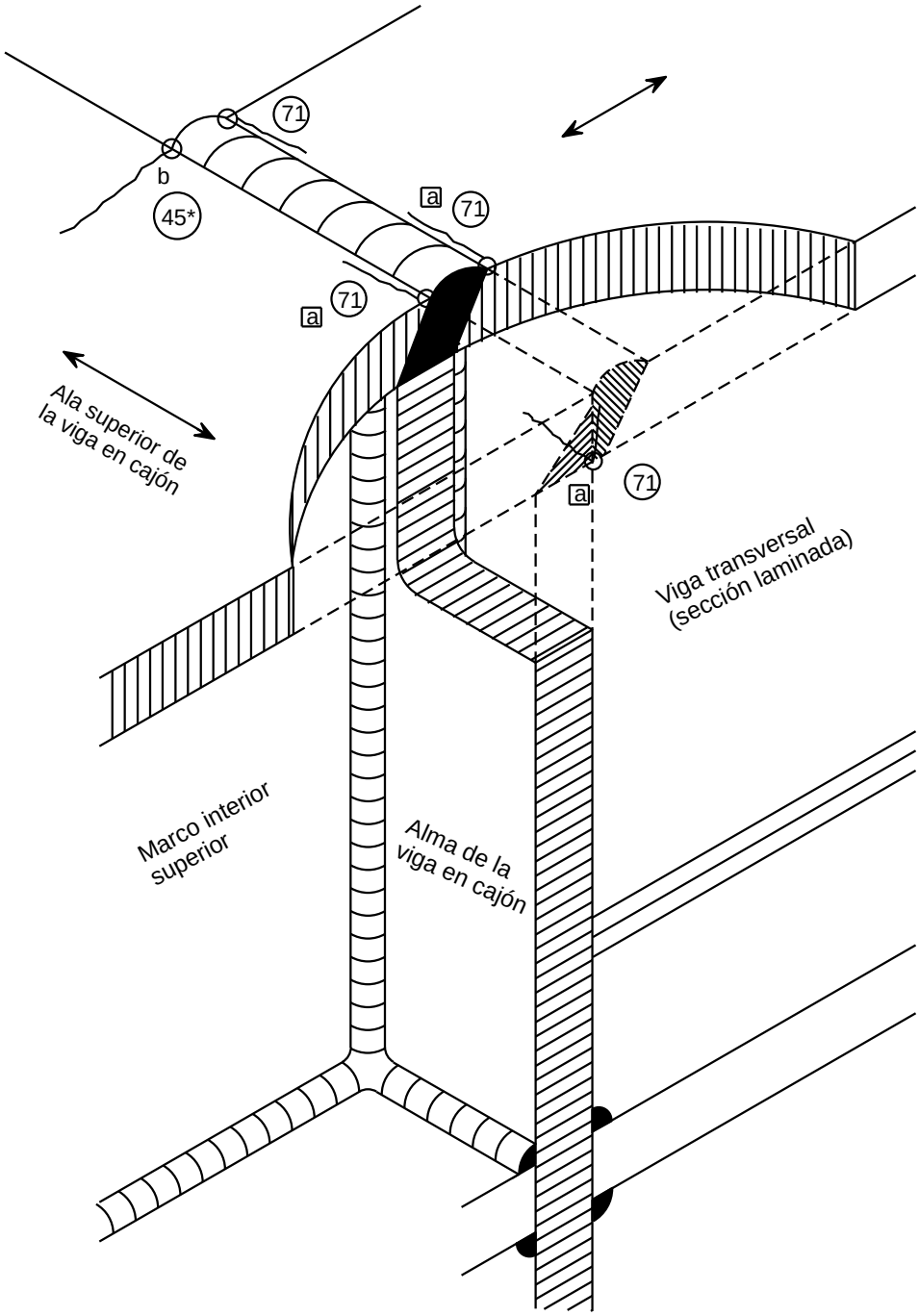


Figura 7a

y, por lo tanto, se le asigna la categoría 45*.

FIGURA 7b

a. Éste es un detalle que no está clasificado explícitamente en el Eurocódigo 3 Parte 1. Se encuentra cercano al detalle cruciforme (tabla 9.8.5 (2)) pero probablemente es bastante menos acusado. Una categoría apropiada es la 50*.

b. Estas soldaduras constituyen, en efecto, los peores detalles cruciformes posibles (tabla 9.8.3 (2)). Obsérvese que, si se hacen las soldaduras con una sección lo

suficientemente grande como para evitar la fisuración en la raíz, es posible que haya otros mecanismos que dominen.

FIGURA 7c

a. Igual que para la figura 4a, nota a. Obsérvese la propagación de la fisura transversal a la dirección de la tensión de tracción principal.

b. Estas soldaduras son similares a las que se muestran en la tabla 9.8.5 (1) para la fisuración en la chapa de base a partir del borde de la soldadura, en uniones en cruz.

c. Es probable que esta soldadura se efectúe manualmente; véase los comentarios en la nota b para la figura 2.

d. Igual que para la figura 2a, nota d.

e. La intención de este detalle consiste en representar lo que ocurre con un tornillo a tracción (tabla 9.8.1 (8)) a través de una placa de borde. La categoría para el tornillo en sí es una categoría baja, la 36, y la tensión a tracción de su interior se debe calcular utilizando su área de tensión. También se debe tener en cuenta cualquier acción de palanca que pudiera producirse como resultado de la flexión de la placa de borde; no obstante, debe tenerse en cuenta que es posible reducir sustancialmente el rango de tensión en el tornillo mediante el pretensado apropiado. También debe comprobarse la posición de la fisura en la placa de borde que se muestra en la figura 7c bajo las ten-

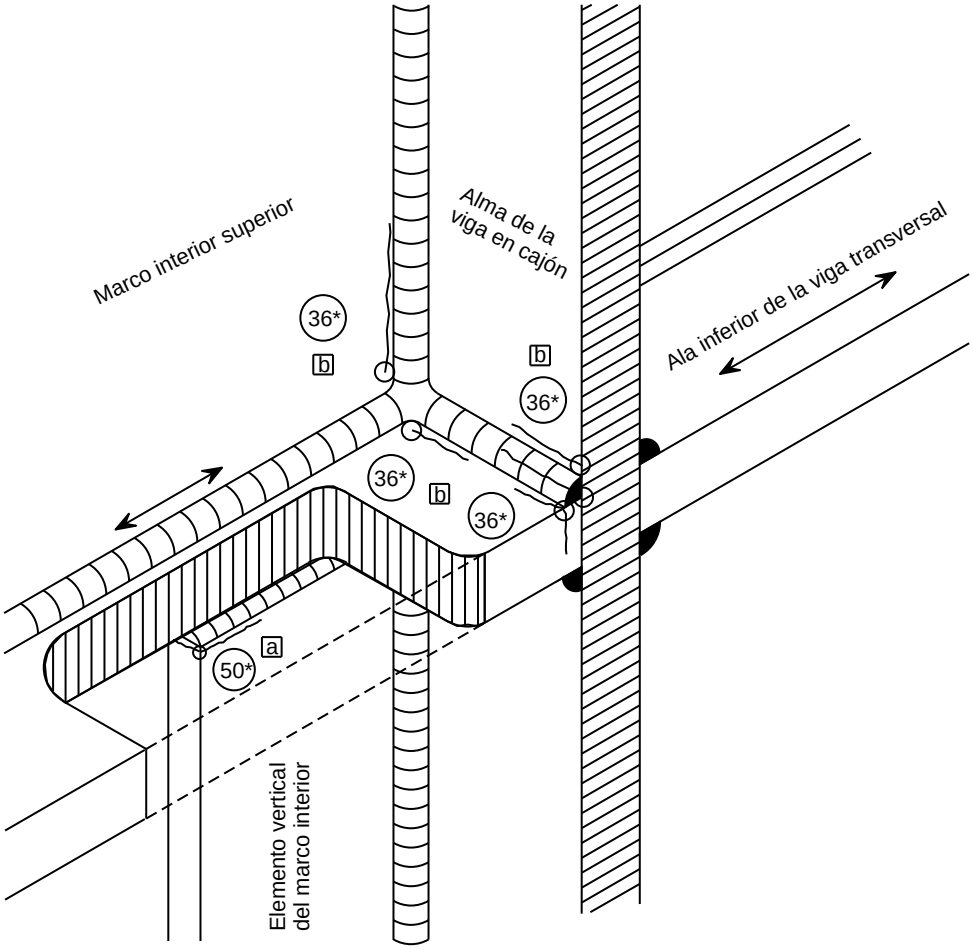


Figura 7b

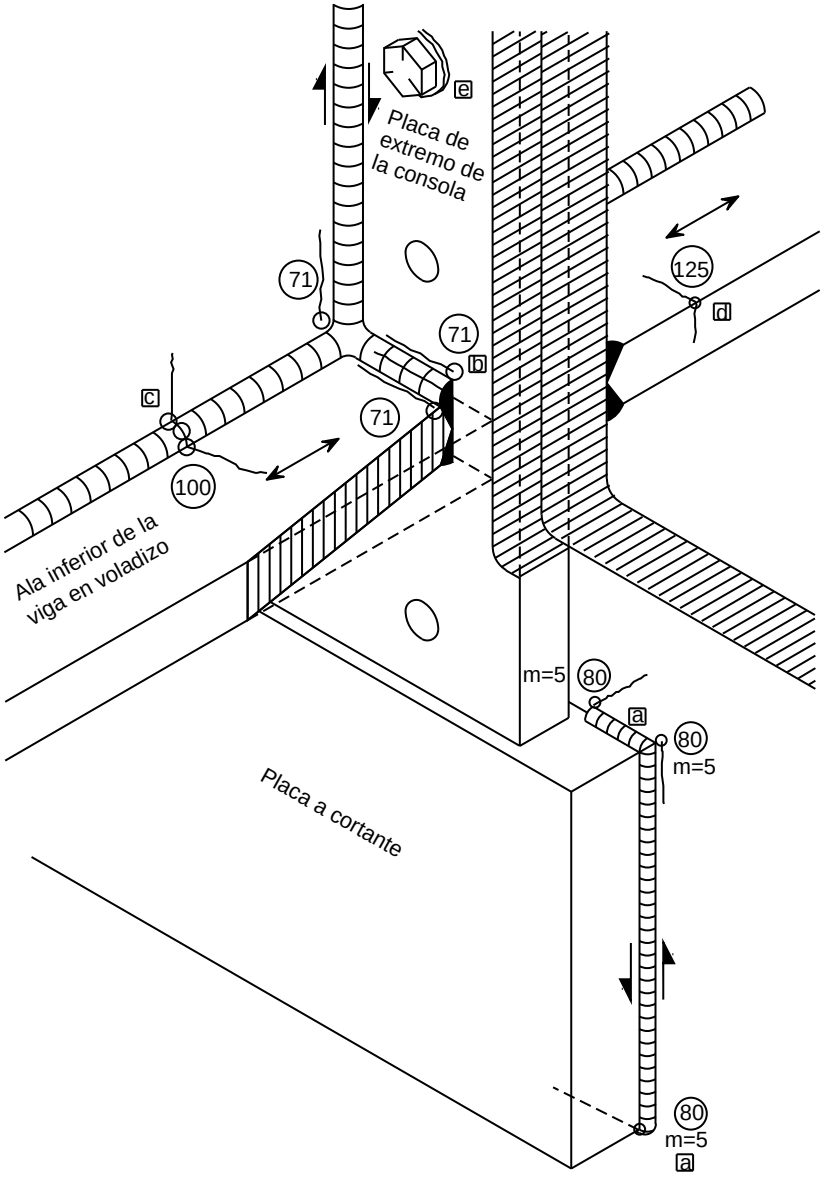


Figura 7c

siones de flexión producto de la acción de palanca.

FIGURA 7d

a. Éste es un ejemplo directo del detalle para los extremos de una soldadura continua en una gorguera (tabla 9.8.2 (9)).

b. Este detalle constituye un caso claro del extremo de un cordón de soldadura discontinuo. Obsérvese que cuando éste se sitúa cercano a una gorguera (pero no en ella), permite la utilización de una categoría más alta, la 80, en comparación con el detalle anterior, en el que la finalización de la soldadura en la gorguera exige la utilización de la categoría 71.

c. Este detalle no está cubierto explícitamente en el Eurocódigo 3 Parte 1. La soldadura es no cargada y, por lo tanto, existen ciertas similitudes con el detalle que se muestra en la tabla 9.8.4 (3). No obstante, la “unión transversal” es una chapa sometida a carga, por lo que el detalle no

resulta totalmente adecuado. Los ensayos han indicado que una categoría algo inferior (50) es razonable.

d. Este detalle es equivalente al detalle típico para la fisuración en la chapa principal en el extremo de una unión de solape con soldadura en ángulo (tabla 9.8.5 (3)). Obsérvese la regla especificada para el cálculo de la tensión en la chapa principal.

e. Este detalle es equivalente al detalle típico para la fisuración en las chapas de solape de una unión de solape con soldadura en ángulo (tabla 9.8.5 (4)). Obsérvese que el final de la soldadura se debe mantener a aproximadamente 10 mm del canto de la chapa y que también se debe comprobar la fisuración por cizallamiento en la soldadura de acuerdo con la tabla 9.8.5 (7).

f. Igual que para la figura 3, detalle g.

g. Si bien este detalle pertenece a una categoría relativamente elevada, la 140, para

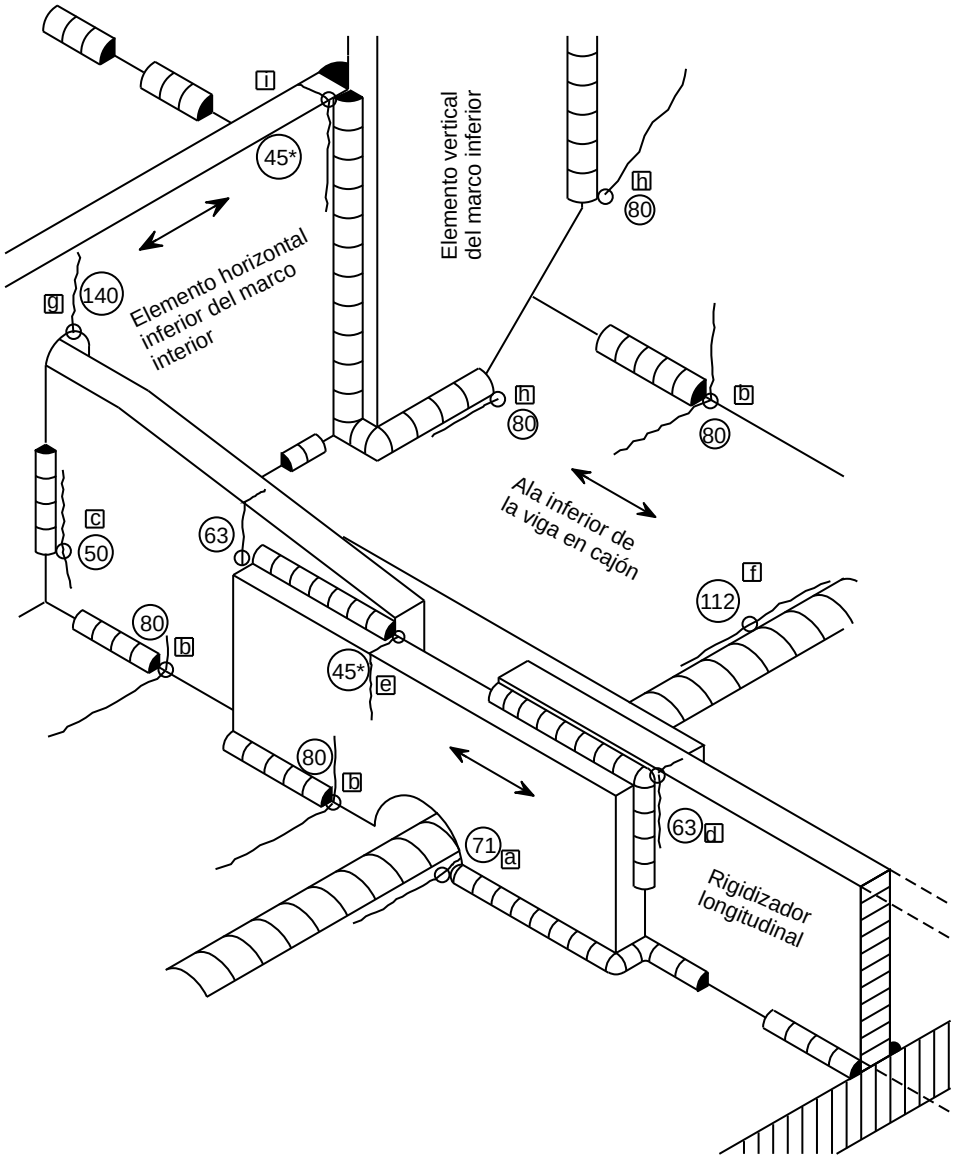


Figura 7d

un canto oxicortado a máquina con todas las discontinuidades del canto eliminadas (tabla 9.8.1 (4)), se deben calcular las tensiones utilizando el coeficiente de concentración de tensiones apropiado para el radio que se utilice.

h. Ésta es la categoría típica para rigidizadores del alma en los que el espesor del rigidizador no supera los 12 mm y las soldaduras están situadas a más de 10 mm del canto de la chapa (tabla 9.8.4 (4) y (5)).

i. Si bien este detalle no está cubierto explícitamente en el Eurocódigo 3 Parte 1, muestra varias similitudes con el detalle de la “platabanda ancha” de la tabla 9.8.5 (5)). Resulta evidente que una categoría baja resulta adecuada y se propone la 45*.

4. RESUMEN FINAL

- La clasificación para la fatiga de todos los detalles de una estructura práctica puede plantear problemas considerables, incluso para un proyectista experimentado. Esperamos que el estudio del caso típico presentado en esta lección sirva de ayuda a los proyectistas en su labor, especialmente en aquellos casos en los que no resulta inmediatamente obvio a qué categoría pertenece un detalle concreto o en los que sean necesarios requisitos específicos para asegurar la conformidad con una categoría.

- No sugerimos que todos los detalles críticos precisen de un cálculo de fatiga completo; con frecuencia, los detalles pertenecientes a categorías bajas están sometidos a tensiones reducidas y, por lo tanto, no resultan de gran importancia. No obstante, la clasificación le facilita al proyectista una cierta comprensión acerca de qué detalles deben evitarse si los rangos de tensión son elevados o, si no fuera posible evitarlos, le facilita los medios para el cálculo de la resistencia.

- Finalmente, merece la pena señalar que las labores relativas a la clasificación de los detalles distan mucho de estar completadas. Algunas de las clasificaciones que se proporcionan en el Eurocódigo 3 Parte 1 podrían muy bien reclasificarse (aunque probablemente tan sólo ascendiendo o descendiendo una categoría) y algunas podrían eliminarse, o añadirse detalles adicionales, cuando se publique el Eurocódigo 3 Parte 2. Por lo tanto, el proyectista debe mantenerse al corriente de los avances más recientes.

5. BIBLIOGRAFÍA ADICIONAL

1. Eurocódigo 3: “Design of Steel Structures” ENV 1993-1-1: Part 1.1, General Rules and Rules for Buildings, CEN, 1992.

ESDEP TOMO 14
DISEÑO PARA FATIGA

Problema resuelto 14.1: Cálculo de la vida a la Fatiga para Detalles Soldados en las Vigas de un Puente-Grúa

CONTENIDO

Problema Resuelto 14.1: Cálculo de la vida a la Fatiga para Detalles Soldados de las Vigas de un Puente-Grúa.

1. INTRODUCCIÓN

2. CARGA Y CICLOS APLICADOS

3. CATEGORIZACIÓN

4. CÁLCULOS DE LAS TENSIONES

5. EVALUACIÓN PARA EL CARRO DE PUENTE-GRÚA TRANSPORTANDO LA CARGA MÁXIMA DE 15 TONELADAS (150 kN)

6. EVALUACIÓN PARA EL CARRO DE PUENTE GRÚA EN RETORNO VACÍO

7. EVALUACIÓN PARA EL CARRO EN RETORNO CON UNA CARGA DE 7 TONELADAS (70kN)

8. COMBINACIÓN DE LOS DAÑOS CALCULADOS Y DETERMINACIÓN DE LA VIDA A LA FATIGA

9. CONCLUSIÓN

CÁLCULOS DE LA VIDA A LA FATIGA PARA LOS DETALLES SOLDADOS EN LAS VIGAS DE 53UN PUENTE-GRÚA

1. INTRODUCCIÓN

Este ejemplo es un análisis de fatiga de un proyecto exixtente para verificar la vida de la fatiga de detalles soldados críticos. Los detalles del puente-grúa se muestran en la figura 1. El carro del puente-grúa se desplaza sobre carriles apoyados sobre dos vigas en cajón, tal y como se muestra en el apartado 1-I. Las vigas en cajón tienen diafragmas dispuestos a intervalos a lo largo de su longitud y se han identificado los detalles soldados críticos en el croquis insertado de la figura 1 y se los ha numerado del 1 al 5.

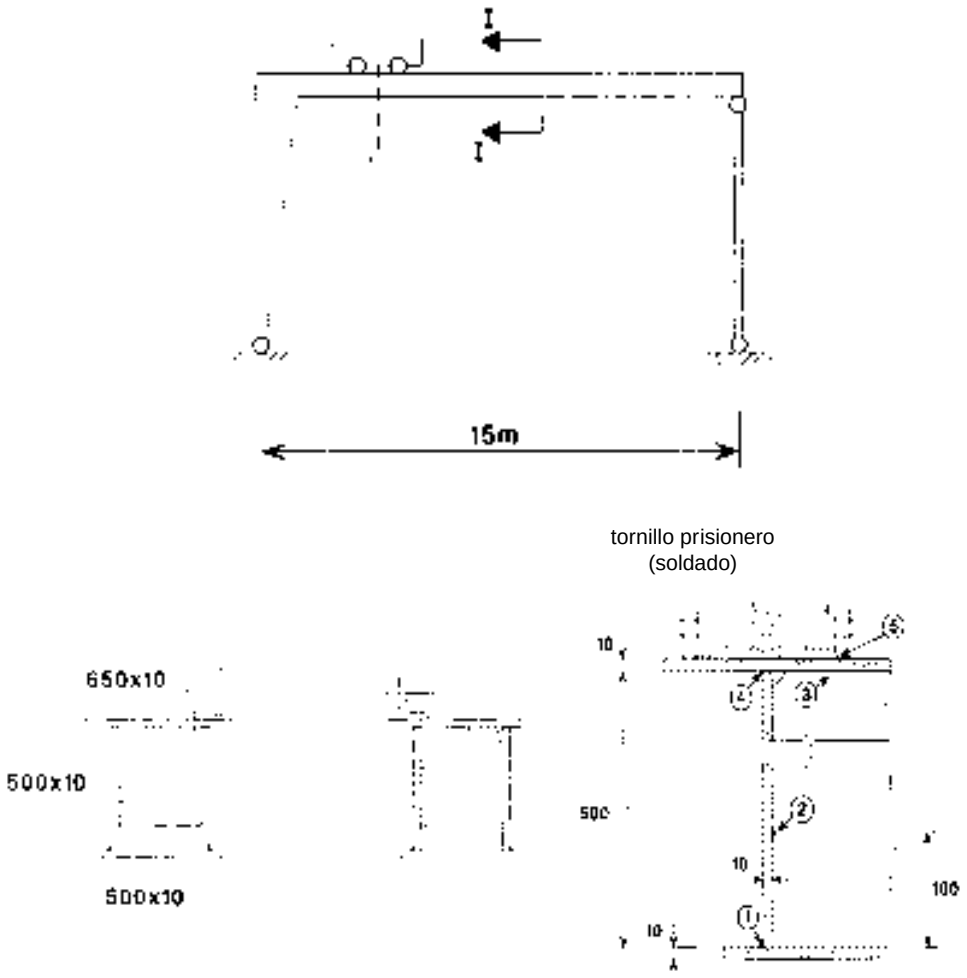


Figura 1 Esquema del puente-grúa, sección transversal, detalles constructivos

Referencia

2. CARGA Y CICLOS APLICADOS

La grúa se desplaza a lo largo de la longitud de las vigas-carril 20 veces al día transportando una carga de 15 toneladas (150kN) incluyendo los efectos dinámicos, con un peso propio del carro de 1 tonelada (10kN). El análisis se efectúa para el caso en el que el carro vuelve vacío y, a continuación, para el caso en el que el carro vuelve transportando una carga de 7 toneladas (70 kN). La grúa está en funcionamiento 200 días al año.

Así pues, cada año se acumulan los siguientes ciclos:

20×200 veces una carga 150 kN

10×200 veces el carro vuelve vacío

10×200 veces el carro vuelve con una carga de 70 kN.

3. CATEGORIZACIÓN

Las descripciones de la soldadura y su categorización con respecto a la fatiga de acuerdo con Eurocódigo 3: Parte 1.1, son las siguientes:

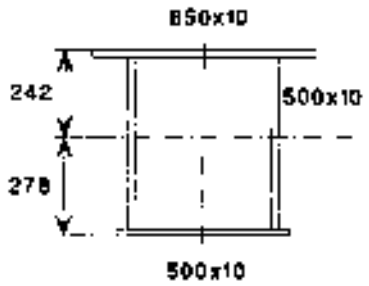
Soldadura	Categoría EC3	Descripción
1	EC 100	Soldadura en ángulo manual longitudinal del alma al ala inferior, soldaduras de cierre del perfil del cajón, garganta de 4mm.
2	EC 80	Cordón de soldadura transversal manual en el borde inferior del diafragma al alma.
3	EC 80	Cordón de soldadura manual transversal en el borde superior del diafragma al ala superior.
4	EC 112/EC 71	Soldadura a tope en T manual longitudinal del alma al ala superior bajo el carril del puente-grúa.
5	EC 80	Pasador soldado para la fijación del carril de rodadura.

Los detalles de soldadura del apartado 4 han de evaluarse con respecto a las tensiones de compresión directas producidas por las cargas por rueda locales, así como con respecto a las tensiones de flexión que son resultado de que las vigas-carril se comporten como vigas y a los esfuerzos cortantes longitudinales producto de los cizallamientos en flexión.

Referencia

4. CÁLCULOS DE LAS TENSIONES

Para los propósitos de este ejemplo, es posible suponer que los cálculos de la inercia y los momentos resistentes de la sección transversal de las vigas en cajón se han efectuado mediante procedimientos convencionales que proporcionan los siguientes resultados:



$I = 949{,}3 \times 10^6\ mm^4$

$Z_{superior} = 3923 \times 10^3\ mm^3$

$Z_{inferior} = 3415 \times 10^3\ mm^3$

La participación del carril de rodadura no se tiene en cuenta.

Las tensiones de flexión más elevadas se producirán en el centro del vano cuando el carro del puente-grúa también se encuentre en esta posición. A medida que el carro se desplaza de un extremo al otro de las vigas-carril, el momento flector debido a la carga móvil pasará de cero al máximo y vice-versa. Se supone que ambos carriles de rodadura transportan la carga por igual.

$$\text{Campo máximo del momento flector} = \frac{W\,l}{2 \times 4} = \frac{(150 + 10)\,15}{2 \times 4}$$

$$= 300 \text{ kNm/viga-carril.}$$

El esfuerzo cortante en el centro del vano se invierte a medida que el carro se desplaza por encima, pasando desde un máximo de la mitad del peso soportado por una viga-carril hasta el mismo valor numérico de signo opuesto. El campo del esfuerzo cortante en el centro del vano para una viga-carril se obtiene mediante:

$$\text{Campo máximo del esfuerzo cortante (centro del vano)} = \frac{W}{4} - \left(-\frac{W}{4}\right) = 80\text{kN.}$$

Las tensiones de flexión y los esfuerzos cortantes, cuando sean necesarios, pueden calcularse utilizando la teoría de la flexión simple.

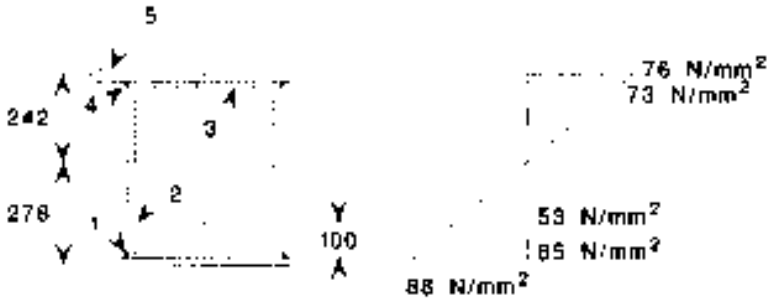
es decir, Flexión $\frac{\sigma}{y} = \frac{M}{I}$ o $\sigma = \frac{M}{Z}$

Cizallamiento $\tau = \dfrac{S(A\bar{y})}{t\,I}$ donde ($A\bar{y}$) es el momento de primer orden del área excluida.

Este cálculo proporciona los siguientes resultados para las carreras de tensiones en los diferentes detalles soldados bajo condiciones de carga máxima.

Condiciones de carga máxima

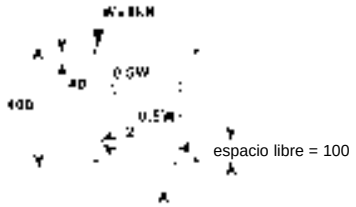
Determinación de las tensiones de flexión



Soldadura	Carrera de la tensión de flexión N/mm^2	Carrera de la tensión tangencial N/MM^2
1	85	15
2	53	~ 14
3	73	-
4	73	13
5	76	-

Obsérvese que, debido a las limitaciones de la desviación de la grúa, bajo la carga máxima $\left(\gamma \leq \dfrac{L}{500}\right)$ las tensiones son más bien reducidas.

Determinación de la tensión tangencial en la soldadura 4



Garganta de la soldadura a = 4 mm

$$\Delta T = \frac{40{,}000}{360 \times 2 \times 4} = 14 \text{ N/mm}^2$$

Obsérvese que se incluye un espacio libre de 100 mm debajo del diafragma con el fin de asegurar que haya la suficiente flexibilidad que permita evitar tensiones secundarias máximas significativas (debidas al componente horizontal de la torsión).

Referencia

Las carreras de tensiones de la soldadura 4 debidos a la carga por rueda local se calculan utilizando una dispersión de la carga de 90° y en base a la fuerza de contacto de un punto supuesto, lo cual proporciona los siguientes resultados basados en una carga por rueda individual de 40kN.

Tensión de compresión en la soldadura 4: 40 N/mm^2

5. EVALUACIÓN PARA EL CARRO DE PUENTE-GRÚA TRANSPORTANDO LA CARGA MÁXIMA DE 15 TONELADAS (150 kN)

Los requisitos de evaluación son los siguientes:

$\gamma_{Ff}\ \Delta\sigma \leq \Delta\ \sigma_R\ /\gamma_{Mf}$

El valor provisional recomendado para γ_{Ff} para la carga de fatiga es 1,0 y para γ_{Mf} esto depende de la criticidad del componente (tabla 9.3.1). Si todos los detalles soldados que se están estudiando se consideraran componentes no seguros ante el agotamiento, con una accesibilidad deficiente para las labores de mantenimiento, como el caso más desfavorable, el valor provisional recomendado de γ_{Mf} sería 1,35.

5.1 Los daños causados por las tensiones de flexión pueden calcularse utilizando la ecuación:

$$N_i = 5.10^6 \left[\frac{\Delta\sigma_D / \gamma_{Mf}}{\gamma_{Ff} . \Delta\sigma_i} \right]^m$$

Los cálculos para las tensiones de flexión bajo carga máxima se ilustran a continuación:

Sol-da-dura	Categoría de EC $\Delta\sigma_c$ 2.10^6	$\Delta\sigma_i$ Bajo160 kNN/mm^2	$\Delta\sigma_D$ 5.10^6 Tabla 9.6.1	$\frac{\Delta\sigma_D}{1,35}$	m	N_i	n_i	daños por año n/N
1	100	85	74	54,8	3	$1,34.10^6$	4000	$2,99\ 10^{-3}$
2	80	53	59	43,7	3	$2,80.10^6$	4000	$1,43\ 10^{-3}$
3	80	73	59	43,7	3	$1,07.10^6$	4000	$3,73\ 10^{-3}$
4	112	73	83	61,5	3	$2,99.10^6$	4000	$1,34\ 10^{-3}$
5	80	76	59	43,7	3	$0,95.10^6$	4000	$4,21\ 10^{-3}$

Referencia

5.2 Daños Bajo Carga Máxima Debidos a las Tensiones Tangenciales

La tensión tangencial nominal en las soldaduras para las condiciones de carga de campo no supera $\Delta I = 15\ N/mm^2$.

En Eurocódigo 3 se proporcionan límites de corte mínimos de las carreras de tensiones, por debajo de los cuales no deben incluirse los efectos de la carga debido a que se considera que están por debajo del límite de fatiga y no producen daños.

El límite de corte para la carrera de la tensión tangencial es $\Delta T_L = 36\ N/mm^2$

$$\Delta T_L / \gamma_{Mf} = \frac{36}{1{,}35} = 27\ N/mm^2$$

5.3 Evaluación para las Tensiones de Compresión Directas Producidas por las Cargas por Rueda Locales

Obsérvese que el número de ciclos aplicados para las tensiones de carga de rueda locales es dos veces el número de los ciclos de tensión de flexión, puesto que el carro tiene dos ruedas en cada carril.

EC3
Tabla 9.6.2

Sol-da-dura	Categoría de EC $\Delta\sigma_c$ 2.10^6	$\Delta\sigma_i$ Bajo160 kNN/mm^2	$\Delta\sigma_D$ 5.10^6 Tabla9. 6.1	$\frac{\Delta\sigma_D}{1{,}35}$	m	N_i	n_i	daños por año n/N
4 local	71	40	52	38,5	3	$4{,}46.10^6$	8000	$1{,}79\ 10^{-3}$

6. EVALUACIÓN PARA EL CARRO DE PUENTE-GRÚA EN RETORNO VACÍO

Referencia

El peso del carro vacío es de 10kN frente a los 160kN cuando está plenamente cargado. Las carreras de la tensión de flexión debidos al paso del carro vacío serán 1/16 de los del carro plenamente cargado.Todos estos campos son inferiores a 10N/mm^2.

Los límites de corte de todas las categorías para las carreras de las tensiones directas, $\Delta\sigma_L$, tienen un valor mínimo de 14N/mm^2 para la categoría EC36 (tabla 9.6.1).

Adoptando este valor, todas las carreras de la tensión aplicada debidos al retorno del carro vacío son inferiores a $\Delta\sigma_L$ / γ_{Mf} y pueden ignorarse. Además, el valor mínimo de corte para la carrera de la tensión tangencial $\Delta\tau_L$ es de 36N/mm^2 (Tabla 9.6.2) y, contando con un coeficiente parcial de seguridad de 1,35, todos los campos de la tensión tangencial aplicados están por debajo de este límite y pueden ignorarse.

Referencia

7. EVALUACIÓN PARA EL CARRO EN RETORNO CON UNA CARGA DE 7 TONELADAS (70Kn)

En este caso, cada detalle experimenta la mitad del número de ciclos de los campos de tensión a un nivel de (80/160), es decir, la mitad de las carreras de tensión completos calculados anteriormente. Es necesario evaluar estos ciclos por separado con el fin de hallar la suma de sus daños n/N al año.

Cálculo de los daños al año debidos a la carga de 80 kN utilizando la ecuación:

$$N_i = 5.10^6 \left[\frac{\Delta \sigma_D / \gamma_{Mf}}{\gamma_{Ff} . \Delta \sigma_i} \right]^m$$

Sol-da-dura	Categoría de EC $\Delta \sigma_c$ 2.10^6	$\Delta \sigma_i$ inferior a 80 kNN/ /mm^2	$\Delta \sigma_D$ 5.10^6 Tabla 9.6.1	$\frac{\Delta \sigma_D}{1,35}$ N/mm^7	Corte	$\frac{\Delta \sigma_D}{1,35}$ N/mm^2	m	N_i	n_i	daños por año n/N
1	100	42,5	74	54,8	40	29,6	5	$17,82.10^6$	2000	$0,00011.10^{-3}$
2	80	26,5	59	43,7	32	23,7	5	$60,97.10^6$	2000	$0,00003.10^{-3}$
3	80	36,5	59	43,7	32	23,7	5	$12,30.10^6$	2000	$0,00016.10^{-3}$
4	112	36,5	83	61,5	45	33,3	5	$67,90.10^6$	2000	$0,00003.10^{-3}$
4 local	71	20	52	38,5	29	21,5	-	Sin efecto	4000	-
5	80	38	59	43,7	32	23,7	5	$10,6.10^6$	2000	$0,0020.10^{-3}$

8. COMBINACIÓN DE LOS DAÑOS CALCULADOS Y DETERMINACIÓN DE LA VIDA A LA FATIGA

Se suman las contribuciones de los daños debidos a los diferentes casos de carga para el mismo detalle.

La suma de las contribuciones n/N se utiliza en la Regla de Miner y para el proyecto en cuestión:

$$\Sigma \frac{n}{N} = 1$$

La vida a la fatiga en años es la recíproca de la suma de la Ley de Miner Σn/N al año.

Soldadura	n/N Bajo carga 160 kN	m/N Bajo carga 80kN	Total de n/N por año	Años de vida
1	$2{,}99.10^{-3}$	$0{,}00011.10^{-3}$	$2{,}99\ 10^{-3}$	334
2	$1{,}43.10^{-3}$	$0{,}00003.10^{-3}$	$1{,}43\ 10^{-3}$	699
3	$3{,}73.10^{-3}$	$0{,}00016.10^{-3}$	$3{,}73\ 10^{-3}$	268
4	$1{,}34.10^{-3}$	$0{,}00003.10^{-3}$	$1{,}34\ 10^{-3}$	746
Local 4	$1{,}79.10^{-3}$	-	$1{,}79\ 10^{-3}$	559
5	$4{,}21.10^{-3}$	$0{,}00020.10^{-3}$	$4{,}21\ 10^{-3}$	238

Referencia

9. CONCLUSIÓN

Debido a la limitación de la desviación de las vigas-carril bajo la carga máxima $\left(\gamma = -\frac{1}{500}L\right)$ las tensiones de flexión tienen que ser relativamente reducidas y, en este caso, producen una vida de fatiga satisfactoria.

ESDEP TOMO 14
DISEÑO PARA FATIGA

Lección 14.10: Fundamentos de la Mecánica de la Fractura

OBJETIVOS/CONTENIDO

Introducir los conceptos fundamentales de la mecánica de la fractura elástica lineal.

CONOCIMIENTOS PREVIOS

Ninguna.

LECCIONES AFINES

Lección 14.11:	Análisis de Tensiones en Cuerpos Fracturados
Lección 14.12:	Determinación de los Factores de Intensidad de Tensión
Lección 14.13:	Mecánica de la Fractura Aplicada a la Fatiga
Lección 14.15:	Mecánica de la Fractura Aplicada Ad Hoc

RESUMEN

La lección describe los orígenes de los tratamientos de la mecánica de la fractura basados en conceptos de energía de deformación y su relación con tratamientos modernos basados en la determinación de las tensiones de la punta de la grieta y en el coeficiente de la intensidad de la tensión. Se describen los efectos de la grieta finita y de la geometría de los componentes junto con los efectos de la fluencia a pequeña escala y de la plasticidad. Esta lección concluye con una breve declaración de la importancia del coeficiente de intensidad de tensión.

1. INTRODUCCIÓN

Los métodos de cálculo típicos para las estructuras de ingeniería y componentes bajo carga estática se basan normalmente en evitar la rotura causada por el colapso plástico/fluencia o por el pandeo. La determinación de la resistencia a la carga se basa en teorías de mecánica del sólido convencional relativas al análisis tensional. Los procedimientos de cálculo convencionales para el agotamiento por fatiga se basan en resultados experimentales para detalles geométricos y materiales concretos. Ninguno de estos procedimientos es capaz de contar con los efectos de las concentraciones de tensiones elevadas ni con los defectos en forma de grieta. En la práctica, la presencia de este tipo de defectos resulta más o menos inevitable en el trabajo de taller.

Los modos de agotamiento que resultan más afectados por la presencia de defectos en forma de grieta son la rotura y la fatiga. El estudio de los efectos de las fisuras sobre los campos de deformaciones y de tensiones locales en las proximidades de la punta de la grieta y el efecto subsiguiente sobre el agotamiento constituye el objeto de la mecánica de la fractura. La aplicación de los métodos de la mecánica de la fractura permite que se efectúen análisis con el fin de predecir los efectos de los defectos sobre el agotamiento en un amplio campo de geometrías, con el objeto de proporcionar información complementaria a la obtenida a partir de ensayos experimentales. En el caso de la fatiga de estructuras soldadas, el rendimiento se ve afectado significativamente por los diminutos defectos inherentes a la soldadura. Los análisis de la mecánica de la fractura pueden resultar de gran ayuda a la hora de predecir los efectos de las desviaciones geométricas sobre el comportamiento básico ante la fatiga.

Los métodos de la mecánica de la fractura resultan particularmente útiles cuando se procede a evaluaciones ad hoc de los efectos de los defectos, y para ayudar a la elección de métodos de inspección para estructuras fabricadas, y en los niveles de aceptación para los defectos que pudieran encontrarse durante estas inspecciones.

2. ANTECEDENTES DE LA MECÁNICA DE LA FRACTURA MODERNA

Los orígenes de la mecánica de la fractura moderna se remontan a los trabajos que realizó A. A. Griffith [1] en 1920 relativos a la resistencia del vidrio. Griffith utilizó la solución de la determinación elástica lineal de las tensiones para las tensiones situadas alrededor de un agujero elíptico en una chapa sometida a una tensión uniforme. Permitió que la elipse degenerara hasta la aparición de una grieta y derivó una expresión para la energía liberada cuando un elemento del material en el extremo de la grieta se fracturó para producir un alargamiento incremental de la grieta. Entonces sugirió que, si la energía liberada era mayor que la energía de la tracción superficial o que la fuerza de cohesión que había estado manteniendo unido al elemento, la situación era inestable y que si continuaba siéndolo se produciría el alargamiento de la grieta (es decir, la fractura).

La expresión de Griffith para la modificación del trabajo de deformación entre una chapa libre de grietas y una chapa con una grieta de longitud 2a era:

$$U = \frac{-\sigma^2 \pi^2 a^2}{E} \qquad (1)$$

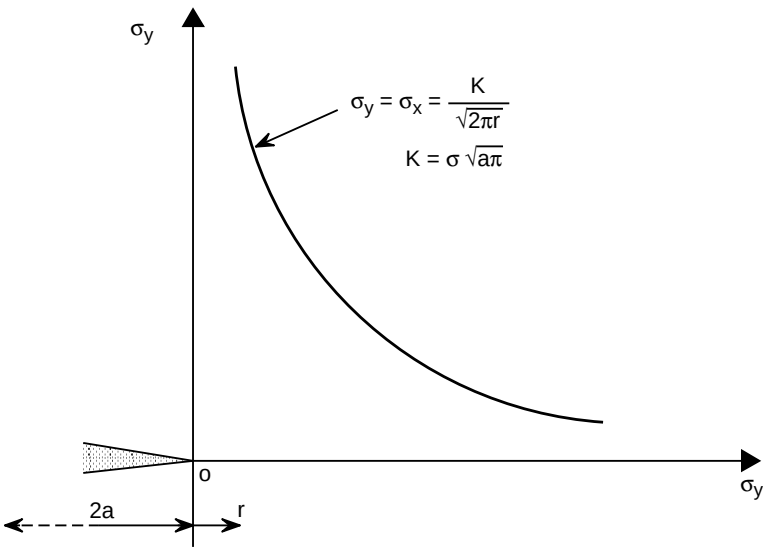


Figura 1 Campos de tensión en la punta de la fisura (elástico)

La expresión que adoptó para el índice de liberación del trabajo de deformación (actualmente conocido como la fuerza del alargamiento de la grieta) para una grieta con una longitud de 2a, situada en una chapa infinita de espesor unitario, bajo tensión uniforme, se obtuvo mediante:

$$\frac{\partial U}{\partial (2\,a)} = \frac{\sigma^2 \pi a}{E} \qquad (2)$$

Griffith sugirió que una grieta ya existente se propagaría de manera inestable si el índice de liberación del trabajo de deformación, G, fuera superior a la energía necesaria para crear nuevas superficies de rotura, 2 γ da, para una propagación de la grieta da en cada extremo de la grieta, donde γ es la tracción superficial del vidrio. Por lo tanto, sugirió que la rotura se produciría cuando:

$$\frac{\sigma^2 \pi a}{E} \geq 2\,\gamma \qquad (3)$$

es decir, a un valor crítico del índice de liberación del trabajo de deformación G_c. Mediante la utilización de este enfoque, Griffith fue capaz de explicar que la razón de que la resistencia observada del vidrio fuera muy inferior a los cálculos teóricos relacionados con el módulo se debía a la presencia en el material de diminutos defectos inherentes en forma de grieta.

Irwin [2] y Orowan [3,4] ampliaron los conceptos originales de la energía para crear nuevas superficies, con el fin de incluir el trabajo de la deformación plástica anterior a la rotura, siempre y cuando la alteración producida en el rango de tensión elástica global fuera pequeña.

Irwin utilizó métodos clásicos de determinación de las tensiones (véase la lección 14.12) para investigar las distribuciones de las tensiones detalladas cercanas al borde de la grieta. Basándose en el complejo enfoque de la función de la tensión de Westergaard, Irwin demostró que el rango de tensión elástica en las proximidades del borde de la grieta (véase la figura 1) se obtenía a partir de:

$$\sigma_x = \sigma\sqrt{\pi a}\,\frac{\cos(\phi/2)}{\sqrt{2\pi r}}\left[1-\operatorname{sen}\frac{\theta}{2}\operatorname{sen}\frac{3\theta}{2}\right] \quad (4)$$

$$\sigma_y = \sigma\sqrt{\pi a}\,\frac{\cos(\theta/2)}{\sqrt{2\pi r}}\left[1+\operatorname{sen}\frac{\theta}{2}\operatorname{sen}\frac{3\theta}{2}\right] \quad (5)$$

$$\tau_{xy} = \sigma\sqrt{\pi a}\,\frac{\operatorname{sen}(\theta/2)\cos(\theta/2)\cos(3\theta/2)}{\sqrt{2\pi r}} \quad (6)$$

Debe observarse que estas distribuciones de las tensiones son inversamente proporcionales a la raíz cuadrada de la distancia desde el borde de la grieta. En el mismo borde de la grieta ($r = 0$), las distribuciones de las tensiones predicen tensiones infinitas, pero esta es una situación hipotética, denominada una singularidad de tensión, resultado de la hipótesis del comportamiento elástico sin ningún criterio de agotamiento limitador. En el plano de la grieta, ($\theta = 0$, $y = 0$) la tensión tangencial es cero y los componentes de la tensión directa se obtienen mediante:

$$\sigma_x = \sigma_y = \frac{\sigma\sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} \quad (7)$$

Este término $\sigma\sqrt{\pi a}$ tan sólo depende de la tensión aplicada y del tamaño de la grieta y define el gradiente de tensiones, con la inversa de la raíz cuadrada de la distancia a la singularidad en el borde de la grieta. Irwin definió el término $\sigma\sqrt{\pi a}$ como el coeficiente de intensidad de tensión y le asignó el símbolo K. Debe tenerse en cuenta que K no es un coeficiente de la concentración de tensión y que K tiene dimensiones y unidades de tensión x $\sqrt{(\text{longitud})}$. A pesar de que la definición del coeficiente de la intensidad de la tensión de $K = \sigma\sqrt{\pi a}$ es la que se utiliza generalmente en el caso de una grieta axial en una chapa infinita sometida a tracción remota, es posible encontrar documentos en los que se adopta una definición alternativa que prescinde de π, concretamente $K = \sigma\sqrt{a}$ y se debe tener la precaución de comprobar cuál es la definición que se está utilizando en cada caso. En toda la extensión de estas notas se utiliza la definición de Irwin de $K = \sigma\sqrt{\pi a}$.

Es muy importante reconocer que la singularidad de la tensión y el coeficiente de la intensidad de tensión que dominan el rango de tensión en el borde de la grieta son características de la carga a tracción que se produce debido a que las fuerzas de tracción no pueden ser transferidas entre las superficies libres de la grieta y se redistribuyen alrededor de los extremos de ésta de manera no uniforme. Si las superficies de la grieta están en contacto, cuando se aplica una carga de compresión a la chapa fracturada las fuerzas pueden transmitirse directamente a través de la grieta, de manera que no hay necesidad de redistribución y, por lo tanto, no se produce singularidad de la tensión y el coeficiente de intensidad de tensión es cero. Este hecho tiene importantes consecuencias cuando se aplica la carga de fatiga a un componente fracturado.

Irwin demostró que el coeficiente de intensidad de tensión K estaba directamente relacionado con la fuerza de alargamiento de la grieta de Griffith (o índice de liberación del trabajo de deformación) mediante las siguientes expresiones:

$$K^2 = EG \quad \text{(tensión plana)} \quad (8)$$

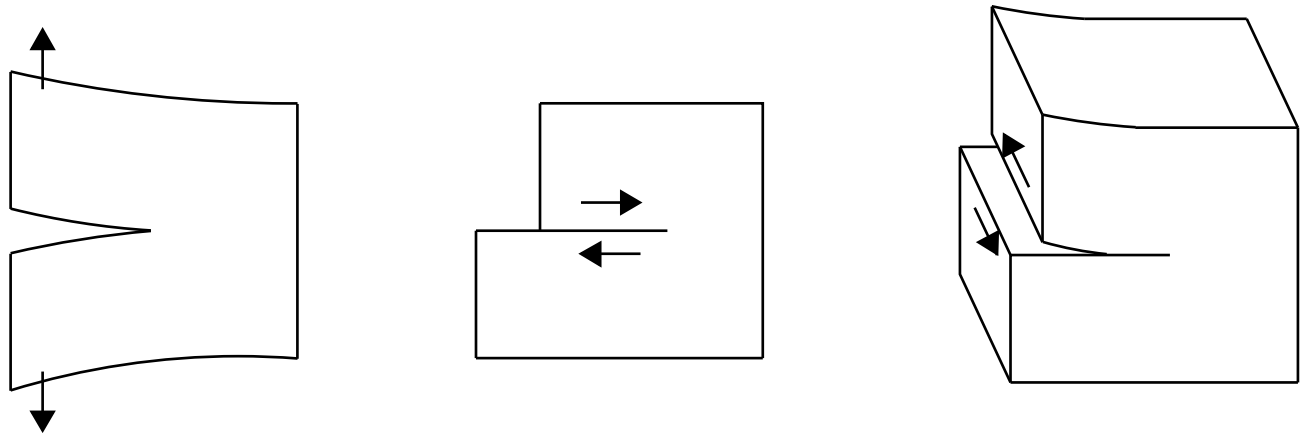
$$K^2 = \frac{EG}{1-\nu^2} \quad \text{(deformación plana)} \quad (9)$$

3. EFECTOS DEL MODO DE CARGA

La descripción del factor de intensidad de tensión que se ha ofrecido anteriormente se basa en el caso simple de una chapa infinita con una grieta axial de una longitud 2a sometida a tensión de tracción remota. Este modo de carga se conoce como Modo I y el factor de intensidad de tensión resultante de esta carga es estrictamente K_I. Existen otras dos formas de carga que producen un efecto similar a una singularidad de la tensión debido a que las fuerzas no pueden transmitirse a través de las superficies libres de una grieta. Estas dos formas son esfuerzos cortantes paralelos a las superficies de las fisuras, bien sea en el plano de la chapa, también denominado modo deslizamiento, (coeficiente de intensidad de tensión del Modo II K_{II}) o perpendiculares al plano de la chapa, también denominado modo de corte o deformación antiplana, (coeficiente de intensidad de la tensión del Modo III K_{III}). En la figura 2, se muestran estas tres formas diferentes de carga. En la práctica, es posible que haya que considerar combinaciones de estos modos diferentes en los componentes estructurales.

Otro caso importante lo constituye el de una grieta sometida a una carga de presión interna dentro de la grieta. En el caso teórico de una grieta a través del espesor en una chapa infinita sometida a una presión interna p, el factor de intensidad de tensión se obtiene mediante:

$$K = p\sqrt{\pi a} \qquad (10)$$



(a) Apertura K_I (b) Canto K_{II} (c) Al sesgo K_{III}

Figura 2 Diferentes modos de carga

4. EFECTOS DE LA GEOMETRÍA DE LA GRIETA

En las consideraciones anteriores, la grieta consistía en una separación completa a través del espesor de la chapa y su geometría se definía mediante la longitud de la grieta 2a. En las práctica, las fisuras en los componentes estructurales pueden mostrar una variedad de formas. Para los propósitos de la mecánica de la fractura, estas formas se resumen por conveniencia en tres categorías, que son a través del espesor, rompiendo a la superficie en parte del espesor y grietas embebidas en parte del espesor. Un caso de especial importancia lo constituye una grieta elíptica embebida en un cuerpo infinito y sometida a una tensión de tracción remota σ, tal y como se muestra en la figura 3. Irwin obtuvo una solución analítica para la distribución de tensiones en las proximidades de la grieta y observó que se producía una singularidad de la tensión a lo largo de todo el perímetro del frente de la grieta caracterizada por el coeficiente de intensidad de tensión, pero la magnitud de este coeficiente de intensidad de tensión variaba en las cercanías del frente de la grieta. La solución de Irwin para la desviación de K en la grieta fue la siguiente:

$$K = \frac{\sigma\sqrt{\pi a}}{E(\phi)}\left\{\operatorname{sen}^2\phi + \frac{a^2}{c^2}\cos^2\phi\right\}^{1/4} \qquad (11)$$

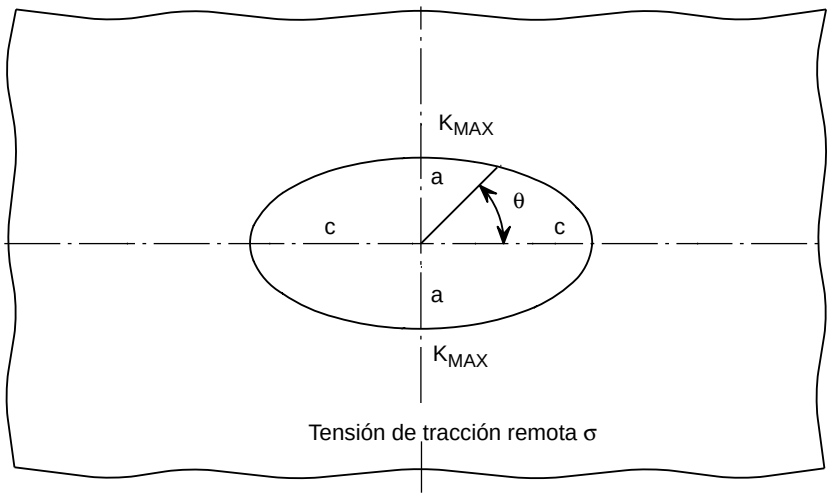


Figura 3 Fisura elíptica embebida

donde a, c, ϕ son como se indica en la figura 3, y E(ϕ) es la integral elíptica:

$$E(\phi) = \int_0^{\frac{\pi}{2}} \left\{1-\left(1-\frac{a^2}{c^2}\right)\operatorname{sen}^2\phi\right\}^{1/2} d\phi \qquad (12)$$

Para esta solución, el valor máximo del coeficiente de intensidad de tensión se produce en los extremos del eje menor bajo carga de tracción uniforme. El ratio de la altura de la grieta (2a) con respecto a la longitud de la grieta (2c) se denomina el ratio de apariencia. A medida que este ratio disminuye, la solución para la grieta embebida elíptica se aproxima al valor $K = \sigma\sqrt{\pi a}$, es decir, la misma expresión que para la grieta axial a través del espesor de longitud 2a, aunque la altura de la grieta elíptica es de 2a. Por lo tanto, en el caso de una grieta embebida que tenga este perfil y esté sometida a una carga de tracción, la dimensión de la grieta que produce un mayor efecto sobre el coeficiente de intensidad de tensión es la altura. Una vez que la longitud es aproximadamente diez veces superior a la altura, los incrementos de la longitud adicionales suponen muy poca o ninguna diferencia para el valor de K, a menos que afecten al área de la sección transversal. En el caso de una grieta embebida circular, la solución de Irwin para la grieta elíptica se reduce a lo mismo que el caso de la "grieta con forma de penique" de Sneddon, es decir:

$$K = \frac{2}{\pi}\sigma\sqrt{\pi a} \qquad (13)$$

Irwin aplicó argumentos similares con el fin de determinar el coeficiente de intensidad de tensión para fisuras superficiales semi-elípticas en un cuerpo semi-infinito con una tensión de tracción remota, tal y como se muestra en la figura 4. Sugirió que este coeficiente debe ser en efecto la mitad que el del caso de la grieta elíptica embebida dividida en un plano de simetría, pero con un coeficiente de corrección

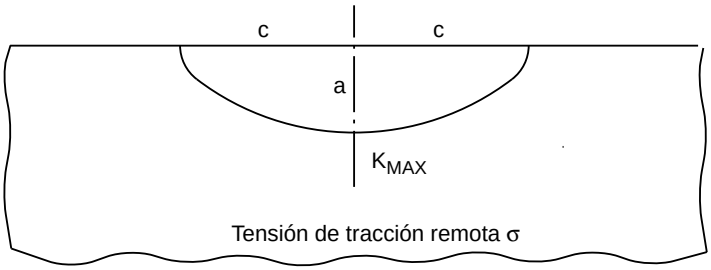


Figura 4 Fisura superficial semi-elíptica

de la superficie libre. Por lo tanto, el resultado para la grieta superficial semi-elíptica es el siguiente:

$$K = 1{,}12\,\sigma \frac{\sqrt{\pi a}}{E(\phi)} \left\{ \mathrm{sen}^2\phi + \frac{a^2}{c^2}\cos^2\phi \right\}^{1/4} \quad (14)$$

Una vez más, al igual que en el caso de la grieta elíptica embebida, es la altura de la grieta el factor que produce un efecto mayor sobre el coeficiente de intensidad de tensión máximo. Este máximo se produce en el extremo del eje menor, es decir, el punto más profundo, para la carga de tracción.

Debe tenerse en cuenta que, bajo la aplicación de tensiones de flexión, la desviación del coeficiente de intensidad de tensión a lo largo del perímetro de la grieta es diferente a la que se observa en el caso de la carga de tracción. En este caso, el valor máximo puede producirse en los extremos de la grieta, dependiendo del ratio de apariencia.

5. EFECTOS DE LA GEOMETRÍA DEL COMPONENTE FINITO

Los resultados descritos anteriormente para los efectos del perfil de la grieta son válidos en el caso de un cuerpo de tamaño infinito. En la práctica también hay efectos del tamaño finito producidos por la proximidad de límites o de superficies libres. Este efecto ya se ha visto para el caso de una grieta superficial semi-elíptica comparada con la grieta elíptica embebida para la que se incluyó un coeficiente de corrección de la superficie libre en la ecuación (14).

Un efecto importante se produce cuando la grieta afecta al área de la sección transversal delgada, bien sea en el caso de una grieta a través del grosor en una chapa de anchura finita o en el de ligamentos remanentes entre el frente de la grieta y una superficie lisa cuando se trata de fisuras en parte del espesor. Las correcciones de la anchura finita y de la superficie libre se aplican a todos los cuerpos de geometría finita. En general, tan sólo es posible determinar estos coeficientes de corrección mediante métodos numéricos o técnicas experimentales, tal y como se discute en lecciones posteriores. También existe un efecto de la fluencia en los materiales reales que origina un coeficiente de corrección adicional para cantidades de plasticidad reducidas, tal y como se discute en el siguiente punto de esta lección.

Es posible escribir la forma general del coeficiente de intensidad de tensión, para las tensiones de tracción remotas σ aplicadas a fisuras elípticas o semi-elípticas en parte del espesor, de la siguiente manera:

$$K = \frac{M_D\, M_S\, M_P\, M_G}{E(\phi)} \sigma \sqrt{\pi a} \qquad (15)$$

donde:

M_D son los coeficientes de corrección del espesor y de la anchura finitos

M_S es el coeficiente de corrección de la superficie libre

M_P es una corrección para la plasticidad local en la punta de la grieta (discutida en la lección 14.12)

M_G es una corrección para la concentración de tensiones local

$E(\phi)$ es la integral elíptica dependiente del ratio del aspecto del perfil de la grieta.

Los factores de corrección globales para la geometría finita dependen del tipo de solicitación. Se han obtenido soluciones mediante métodos numéricos para un campo de perfiles de fisuras elípticas en parte del espesor, sometidas a tensiones de tracción σ_m y a tensiones de flexión σ_b. Normalmente es posible aproximarse a los rangos de tensión reales mediante una combinación de componentes de la tensión de flexión y de la directa. Estos resultados pueden presentarse como ecuaciones paramétricas o familias de curvas para los coeficientes M_m y M_b frente a a/t para diferentes ratios de aspecto a/c ó a/2c, en donde la expresión para el valor del coeficiente de intensidad de tensión K se obtiene mediante:

$$K = (M_m\, \sigma_m - M_b\, \sigma_b) \frac{\sqrt{\pi a}}{Q} \qquad (16)$$

donde Q es un parámetro del perfil de la grieta basado en la integral elíptica $E(\phi)$.

Debe tenerse en cuenta que los valores de M_m y de M_b varían a lo largo del perímetro de la grieta y las ecuaciones paramétricas incluyen un término para la posición alrededor del frente de la grieta. Los resultados más precisos publicados abiertamente en estos momentos parecen ser los debidos a Newman y Raju en una serie de documentos, a pesar de que actualmente hay varios manuales disponibles sobre los coeficientes de intensidad de tensión.

Otro importante efecto adicional es el de las regiones de concentración de tensiones en las que puede haber una grieta. Por ejemplo, con frecuencia las roturas de fatiga se desarrollan a partir de regiones iniciales de concentración de tensiones y se propagan a través de un rango de

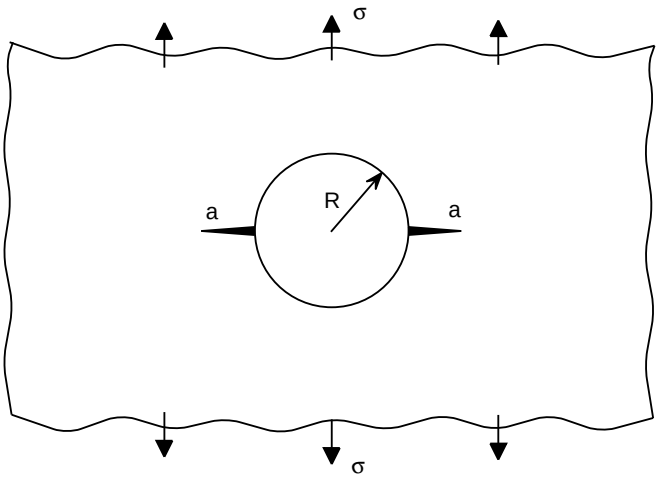


Figura 5 Fisuras en el canto de un agujero

tensión cambiante. Dos importantes ejemplos de este tipo lo constituyen las fisuras en el canto de agujeros y las fisuras en el borde de uniones soldadas. El caso de las fisuras en el canto de un agujero fue resuelto por Bowie y se muestra en la figura 5. En el caso de las fisuras que son pequeñas en comparación con el radio del agujero, éstas se comportan como si fueran fisuras superficiales en un rango de tensión uniforme igual a tres veces la tensión de tracción remota, puesto que el coeficiente de concentración de tensiones en el canto del agujero, en ausencia de fisuras, es de tres. En el caso de fisuras que son grandes en comparación con el radio del agujero, las dos fisuras se comportan como una sola de una longitud total igual a la suma de las dos, más el diámetro del agujero.

En el caso de fisuras situadas en el borde de uniones soldadas, es posible expresar el coeficiente de intensidad de tensión mediante la utilización de un coeficiente de amplificación M_x veces el resultado que se obtendría para una grieta de la misma geometría, sometida a la misma carga, pero sin el efecto de concentración de tensiones causado por la soldadura existente. Este caso se discute con más detalle en la lección 14.13.

Una manera conveniente de expresar los efectos de todos los coeficientes/coeficientes de corrección que pueden afectar al coeficiente de intensidad de tensión, consiste en combinar todos ellos en un único término que generalmente recibe la denominación de coeficiente Y. Esto conduce a la siguiente expresión general para el coeficiente de intensidad de tensión:

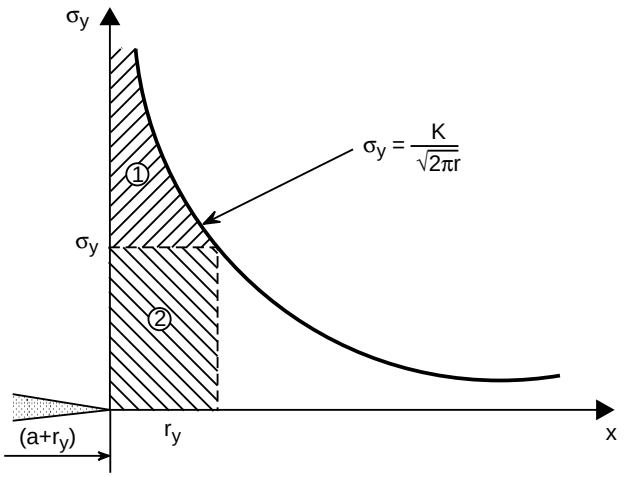
$$K = Y \sigma \sqrt{\pi a} \qquad (17)$$

6. EFECTOS DE LA FLUENCIA LOCAL EN LA PUNTA DE LA GRIETA

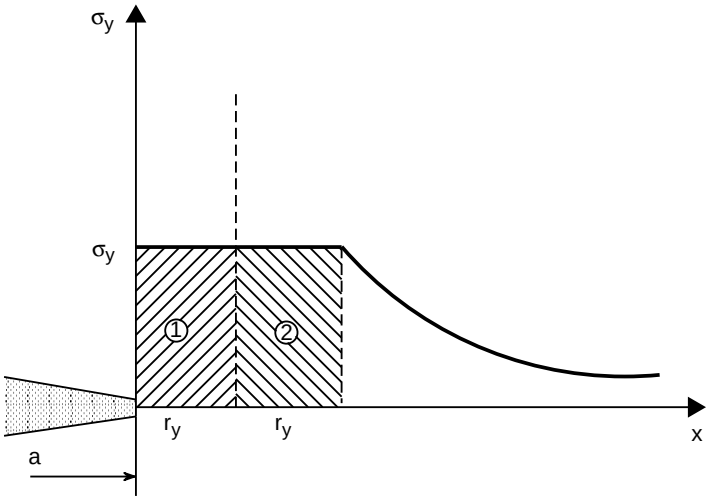
En los materiales reales utilizados para fines estructurales, tales como aceros de construcción, las tensiones infinitas previstas mediante la teoría elástica en la punta de las fisuras se ven atenuadas por la aparición de la fluencia. Es posible obtener una primera aproximación al tamaño de la zona plástica en una punta de grieta hallando la distancia r_y desde la punta de la grieta en la que el nivel de la tensión elástica sea igual a la resistencia a la fluencia. Esta distancia se obtiene mediante:

$$r_y = \frac{1}{2\pi}\left(\frac{K}{\sigma_y}\right)^2 \qquad (18)$$

La limitación de la tensión presente en la punta de la grieta a la resistencia a la fluencia significa que la capacidad de aguante de la carga en el plano de la grieta se modifica. Esta modificación produce una redistribución local de las tensiones. El efecto de esta redistribución consiste en que, para una plasticidad limitada, (r_y << a), la grieta real con zona plástica es equivalente a una grieta en un material elástico de longitud $2(a + r_y)$, tal y como se muestra en la figura 6. El concepto de "correcciones de zona plástica" aplicado a rangos de tensión elásticas situados en fisuras resulta útil como una ampliación limitada de la mecánica de la fractura elástica lineal, pero es necesario considerar cualquier efecto más amplio de la plasticidad mediante diferentes tipos de análisis, tales como el desplazamiento de la apertura de la punta de la grieta (CTOD) o los métodos de la integral del contorno J.



(a) Fisura elástica



(b) Fuerza real con zona plástica

Figura 6 Corrección de zona plástica

En el caso de una situación de fluencia a pequeña escala, la sustitución de la longitud de la grieta equivalente modificada $2(a + r_y)$ por 2a en la fórmula del coeficiente de intensidad de tensión, para una grieta axial situada en una chapa infinita, proporciona la siguiente fórmula de corrección de la zona plástica:

$$K = \frac{\sigma\sqrt{\pi a}}{1-\frac{1}{2}\left(\frac{\sigma}{\sigma_y}\right)^2} \qquad (19)$$

7. LA IMPORTANCIA DEL COEFICIENTE DE INTENSIDAD DE TENSIÓN

Se ha visto que, en el caso de los componentes sometidos a tensiones de tracción o de flexión, se prevé que el rango de tensión cercana a la punta de la grieta bajo condiciones elásticas, será una singularidad que siga una relación de raíz cuadrada, inversa a la distancia desde la punta de la grieta, con la resistencia de esta singularidad descrita mediante el coeficiente de intensidad de tensión. Además, en los materiales reales la singularidad se ve atenuada por la fluencia local y la magnitud de la zona plástica está directamente relacionada con el coeficiente de intensidad de tensión. Puesto que el coeficiente de intensidad de tensión controla la totalidad del campo del desplazamiento y de la tensión cercanos a la punta de la grieta, sería razonable esperar que cualquier modo de agotamiento que dependa de que se alcance cierta tensión, deformación o desplazamiento críticos en la punta de la grieta, se describirá mediante un nivel crítico del coeficiente de intensidad de tensión. Los dos modos de agotamiento que se ven afectados en mayor medida por la presencia de las fisuras son la rotura y la fatiga. En lecciones posteriores se verá que el coeficiente de intensidad de tensión es un parámetro extremadamente útil para la determinación de los efectos de las fisuras sobre estos modos de agotamiento.

8. RESUMEN FINAL

- Los defectos con forma de grieta están presentes en cierta medida en las construcciones prácticas. Producen importantes efectos tanto sobre la fractura como sobre la fatiga.

- Los tratamientos de la mecánica de la fractura basados en la energía de deformación se originaron a partir del trabajo de A Griffith sobre la resistencia del vidrio. Resultan especialmente útiles para la evaluación de los efectos de los defectos.

- Los tratamientos modernos utilizan la determinación de las tensiones de la punta de la grieta y el coeficiente de intensidad de tensiones. De esta manera, los modos de carga, la geometría de la grieta y la geometría de los componentes son tenidos en cuenta. La fluencia local en la punta de la grieta también afecta al rendimiento y se puede incluir sus efectos en la evaluación.

- El coeficiente de intensidad de tensión es un parámetro de gran utilidad para la determinación de los efectos de las fisuras sobre la rotura y la fatiga.

9. REFERENCIAS

[1] Griffith, A.A. `The phenomena of rupture and flow in solids', Phil. Trans. Roy. Soc. 1921 A221, 163.

[2] Irwin, G.R. `Fracture dynamics', in Fracturing of metals ASM Cleveland, 1948.

[3] Orowan, E. `Fracture and strength of solids', Rep. Prog. Phys. 1949 12, 185.

[4] Orowan, E. `Energy criteria of fracture', Weld. J. Res. Suppl. 1955 20, 157s.

10. BIBLIOGRAFÍA ADICIONAL

1. Simpson, R. `Brittle Fracture, Chap. 8 - Steel Designers' Manual', Oxford, Blackwell Scientific Publications, 1992.

2. Meguid, S.A. `Engineering Fracture Mechanics', Elsevier Applied Science, 1989.

3. Barsom, J.M. `Fracture Design, Chap. 5.5 Constructional Steel Design: An International Guide', London, Elsevier Applied Science, 1992.

4. Knott, J.F. `Fundamentals of Fracture Mechanics', Butterworths, 1973.

ESDEP TOMO 14
DISEÑO PARA FATIGA

Lección 14.11: Análisis de Tensiones en Cuerpos Fracturados

OBJETIVOS/CONTENIDO

Esta lección presenta una introducción a los métodos de cálculo de los cuerpos con grietas y revisa los conceptos principales de la mecánica de la fractura. Estos conceptos resultan necesarios para la comprensión de las consideraciones del diseño, para la evaluación de la rotura bajo cargas estáticas, y para la fatiga bajo cargas cíclicas, tal y como se especifica en el anexo C y en el capítulo 9 del Eurocódigo 3, [1].

CONOCIMIENTOS PREVIOS

Es necesario comprender el fenómeno de la plasticidad [2,3].

LECCIONES AFINES

Lección 14.10:	Fundamentos de la Mecánica de la Fractura
Lección 14.12:	Determinación de los Factores de Intensidad de Tensión
Lección 14.14:	Mecánica de la Fractura: Aplicaciones en Ingeniería Estructural
Lección 14.15:	Mecánica de la Fractura Aplicada Ad Hoc

RESUMEN

La lección comienza resumiendo las bases fundamentales, dentro del marco de la mecánica de la fractura elástica lineal, para la determinación del rango de tensión en la zona local situada delante de la punta de una grieta embebida en un cuerpo sólido. A continuación, se discuten brevemente algunos modelos utilizados para la evaluación de la zona plástica local existente frente a la punta de la grieta.

1. INTRODUCCIÓN

Todos los elementos estructurales contienen discontinuidades, o bien creadas involuntariamente durante el trabajo de taller o desarrolladas durante las condiciones de servicio bajo las cargas cíclicas a las que la estructura se ve sometida. Las discontinuidades afectarán a la resistencia de un elemento estructural y pueden producir la rotura bajo un estado particular de tensiones, inducido por cargas de fatiga o estáticas.

Se han introducido varios componentes de la mecánica de la fractura con el fin de proporcionar una medida de la gravedad inherente a la existencia de una grieta en un cuerpo, por ejemplo el factor de intensidad de tensión K, la integral J de Rice, el índice de liberación de la energía G (que es la cantidad de energía liberada durante un aumento incremental del área de la grieta) y la apertura de la grieta COD. Todas estas magnitudes se relacionan unas con otras mediante hipótesis específicas. La más utilizada de estas magnitudes, que caracteriza al campo local de tensiones y deformaciones en las proximidades de una grieta, es el coeficiente de intensidad de tensión K. Este parámetro, derivado fundamentalmente de la mecánica de la fractura elástica lineal, es una función de las tensiones aplicadas y de la configuración geométrica y dimensional, tanto de la grieta como del cuerpo que la contiene.

Esta lección es de introducción a las dos aplicaciones principales de la mecánica de la fractura, aplicaciones que se desarrollarán en lecciones posteriores. La primera aplicación consiste en el cálculo contra la rotura de elementos con fisuras sometidos a una temperatura y condiciones de carga concretas. La seguridad del cálculo se obtiene cuando el coeficiente de intensidad de tensión K es inferior a un valor crítico K_c conocido como la tenacidad a la fractura. La segunda y más habitual de estas aplicaciones está relacionada con las condiciones de propagación de la grieta de fatiga bajo ciclos de cargas cíclicas. Se ha demostrado experimentalmente que, en el caso de materiales estructurales de acero, la velocidad de propagación de la grieta es una función del campo del coeficiente de intensidad de tensión. La propagación de la grieta lenta y estable, que domina fundamentalmente la vida a la fatiga de los elementos estructurales soldados, se produce para valores de K inferiores a ese valor crítico K_d, que es en cierto modo diferente a la tenacidad a la fractura K_c definido anteriormente.

Teniendo presentes estas dos aplicaciones, el objetivo de esta lección lo constituyen fundamentalmente los conceptos de la mecánica de la fractura lineal. Se describe la base analítica de la evaluación del rango de tensión local cercano a la grieta y, a continuación, se introducen algunas consideraciones relativas a la plasticidad en la punta de la grieta. Finalmente, se proporcionan métodos aproximados para la evaluación de los coeficientes de intensidad de tensión en casos más generales.

2. SOLUCIÓN BÁSICA PARA UN RANGO DE TENSIÓN EN UN PROBLEMA DE ELASTICIDAD PLANA

Es posible determinar las tensiones y deformaciones situadas en cualquier punto cercano a la punta de una grieta (figura 1) a partir de la teoría de la elasticidad. Se sabe que las tensiones y las deformaciones situadas en el interior de un cuerpo sólido sometido a cargas externas y/o a condiciones de desplazamiento satisfacen una serie de ecuaciones diferenciales fundamentales, que son resultado del equilibrio, condiciones de compatibilidad y propiedades físicas del material que constituye el cuerpo sólido.

El proceso de solución de un problema de elasticidad plana consiste en hallar una función matemática específica de la distribución de las tensiones (o deformaciones) que se ajuste, no sólo a estas ecuaciones diferenciales, sino que también satisfaga las condiciones de contorno expresadas en términos de fuerzas o desplazamientos especificados en la superficie del cuerpo. En los problemas de tensión plana (es decir, $\sigma_{zz} = \sigma_{zx} = \sigma_{zy} = 0$; que es el caso de las chapas delgadas) o en los problemas de deformación plana (es decir, $\varepsilon_{xz} = \varepsilon_{yz} = \varepsilon_{zz} = 0$; que corresponde al estado de las deformaciones existente en las regiones de espesor medio de una chapa gruesa) el método habitual para solucionar esta serie de ecuaciones diferenciales consiste en introducir la llamada función de tensión de Airy.

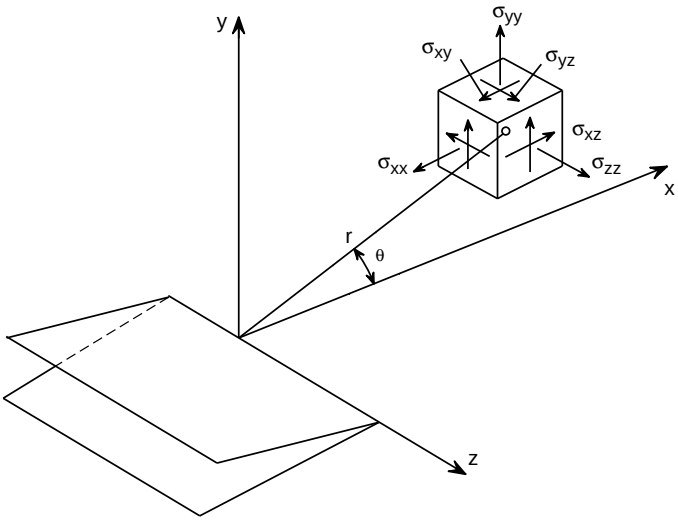


Figura 1 Campo de tensión cerca de la punta de una fisura

La solución de un problema de elasticidad plana se reduce a hallar la función biarmónica F que satisfaga las condiciones que se han indicado anteriormente. Puede demostrarse [4] que, en el caso de fuerzas interiores cero, es posible determinar las tensiones del problema de elasticidad plana a partir de las siguientes relaciones:

$$\sigma_{xx} = \partial^2 F/\partial y^2$$

$$\sigma_{yy} = \partial^2 F/\partial x^2 \qquad (2.1)$$

$$\sigma_{xy} = \partial^2 F/\partial x \partial y$$

En el caso de condiciones de contorno discontinuas, el método polinomial clásico no resulta adecuado si se pretende satisfacer adecuadamente las condiciones de contorno. Westergaard y Mushkelishvili han desarrollado independientemente métodos generales para las soluciones de la función de la tensión que resultan adecuados para la solución del problema plano de la elasticidad en el caso de los cuerpos con fisuras. El método de Westergaard en particular resulta especialmente aplicable a los problemas de grietas en placas infinitas.

2.1 Método de Westergaard

El método propuesto por Westergaard [5] expresa sistemáticamente la función de la tensión de Airy F en términos de funciones armónicas generales a una forma deseable:

$$F = f_1 + x.f_2 + y.f_3 \qquad (2.2)$$

donde

F es biarmónica cuando f_1, f_2 y f_3 son funciones armónicas.

Westergaard escoge las funciones f_1, f_2, o f_3 como las partes reales e imagi-

narias de una función analítica y sus derivadas (denominadas las funciones Z). Teniendo en cuenta la particularidad del problema, como por ejemplo la simetría del rango de tensión, es posible simplificar F adoptando f_2 o $f_3 = 0$. Asumiendo que Z es la función analítica, sus derivadas son:

$$Z' = dZ/dz;\ Z'' = dZ'/dz;\ Z''' = dZ''/dz \quad (2.3)$$

Si existe una continuidad del desplazamiento en la dirección del eje Y (figura 2) y una grieta paralela a la dirección de x, la función de la tensión de Airy, tal y como se expresa mediante la ecuación (2.2), debido a la simetría del rango de tensión, puede escribirse de la siguiente manera:

$$F = \text{Re } Z + y \,.\, \text{Im } Z' \quad (2.4)$$

Re e IM son respectivamente las partes real e imaginaria de las funciones Z. La coordenada polar r y θ (figura 2) se utilizan para localizar cualquier punto en la zona local situada delante de la punta de la grieta; por lo tanto

$$z = ie^{i\theta} = x + iy$$

A partir de la ecuación (2.4) se derivan las siguientes expresiones:

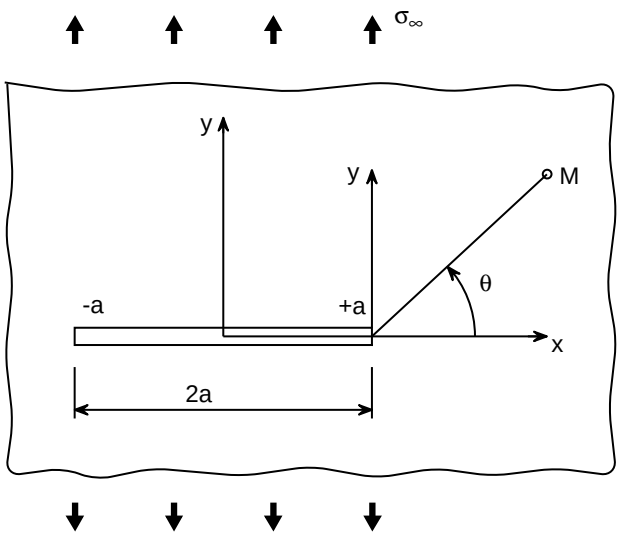


Figura 2 Fisura a través del espesor en una chapa infinita

$$\partial^2F/\partial x^2 = \text{Re } Z'' + y \,.\, \text{Im } Z'''$$

$$\partial^2F/\partial y^2 = \text{Re } Z'' - y \,.\, \text{Im } Z''' \quad (2.5)$$

$$\partial^2F/\partial x\partial y = y \,.\, \text{Re } Z''$$

Por lo tanto, teniendo en cuenta las ecuaciones (2.5), las tensiones que proporciona la ecuación (2.1) se expresan mediante:

$$\sigma_{xx} = \text{Re } Z'' - y \,.\, \text{Im } Z'''$$

$$\sigma_{yy} = \text{Re } Z'' + y \,.\, \text{Im } Z''' \quad (2.6)$$

$$\sigma_{xy} = - y \,.\, \text{Re } Z''$$

Es posible observar que este tipo de función de la tensión de Airy satisface ciertos problemas para los que se mantienen condiciones de simetría, por ejemplo para y = 0; $\sigma_{xx} = \sigma_{yy}$ y $\sigma_{xy} = 0$.

2.2 Definición de z (o de sus derivadas) para el Caso de una Grieta a Través del Espesor de Longitud 2a en una Placa Infinita (figura 2)

Las funciones Z deben satisfacer las condiciones de contorno del problema. Las condiciones de contorno que han de cumplirse en la punta de la grieta son:

para y = 0 y $-a \le x \le a$; $\sigma_{yy} = \sigma_{xy} = 0$

Asumiendo que Z" adopte la siguiente forma:

$$Z'' = f(z) / \sqrt{z} = (a_0 + a_i z + a_2 z^2 + ...) / \sqrt{z} \quad (2.7)$$

Supongamos que en la ecuación anterior se asume que a_0, una constante, es como se indica a continuación:

$$a_0 = K_I / \sqrt{2\pi} \quad (2.8)$$

entonces, a partir de la ecuación (2.7)

$$\lim_{z \to 0} Z'' \sqrt{z}\, a_0 = K_I / \sqrt{2\pi} \quad (2.9)$$

Por lo tanto, a partir de la ecuación (2.3)

$$Z'' \simeq K_I / \sqrt{2\pi z}$$

$$Z' \simeq K_I . 2 / \sqrt{\pi} . \sqrt{z} \qquad (2.10)$$

$$Z''' \simeq 1/2 . K_I / \sqrt{2\pi z} . 1/z$$

Y a partir de la ecuación (2.6)

$$\begin{bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{xy} \end{bmatrix} = K_I / \sqrt{2\pi r} . \cos\theta/2 \begin{bmatrix} 1 - \operatorname{sen}\theta/2 . \operatorname{sen}3\theta/2 \\ 1 + \operatorname{sen}\theta/2 . \operatorname{sen}3\theta/2 \\ \operatorname{sen}\theta/2 . \operatorname{sen}3\theta/2 \end{bmatrix} \qquad (2.11)$$

Por consiguiente, si se conoce la función Z (o su derivada Z") las ecuaciones (2.11) proporcionan el rango de tensión cercano a la punta de la grieta

donde $K_I \rightarrow \sqrt{2\pi} \lim_{z \rightarrow 0} Z'' \sqrt{z}$

2.3 Determinación de z en el Caso del Problema de Griffith

El problema de Griffith (1920) se define como el caso de una grieta recta a través del espesor, situada en una placa sometida a tensión plana perpendicular a la grieta en el infinito (figura 2). Además de las condiciones de entorno indicadas anteriormente, la función Z" también debe verificar la siguiente condición de entorno particular en el infinito.

$$\sigma_{yy} = \sigma \text{ y } \sigma_{xy} = 0 \text{ cuando } z \rightarrow \pm\infty$$

Traduciendo el sistema de coordenadas cartesiano del centro de la grieta frontal recta, la función, tal y como la proporciona la ecuación (2.7), adopta la siguiente forma:

$$Z'' = f(z) / \sqrt{z^2 - a^2} = \qquad (2.12)$$

$$= (a_o + a_1 z + a_2 z^2 + \ldots) / (z^2 - a^2)^{0,5}$$

para $z \rightarrow \infty$ $\qquad Z''$ _ a_1 + a...

adoptando $\qquad a_1 = \sigma$ y $a_2 = a_3 = \ldots = 0$

los coeficientes desconocidos a_1, a_2, a_3, ... se determinan aplicando las condiciones de contorno especificadas.

Entonces $\qquad \sigma_{yy} = \sigma_{xx} = R_e Z'' = a_1 = \sigma$ puesto que Im Z_ = 0 (2.13)

y $\qquad \sigma_{yy} = -$ y $R_e Z''' = 0$

Por lo tanto, a partir de la ecuación (2.12) y (2.13)

$$Z'' = r / \sqrt{z^2 - a^2} \qquad (2.14)$$

Si Z" se desarrolla en las proximidades de z = ± a, entonces a partir de la ecuación (2.9)

$$K_I / \sqrt{2\pi} = \lim_{z \rightarrow a} . \sigma / \sqrt{z^2 - a^2}\, \sigma \sqrt{\pi a} / \sqrt{2\pi}$$

Por lo tanto $\qquad K_I = \sigma \sqrt{\pi a} \qquad (2.15)$

La ecuación (2.15) se conoce como la solución de referencia de Griffith al problema de la grieta recta en el plano. Irwin fue el primero en establecer esta solución (1954).

3 RANGO DE TENSIÓN ELÁSTICO EN EL BORDE DE LA GRIETA BAJO CONDICIONES DE APERTURA GENERALES

En general, existen tres modos de apertura (modo I, modo II y modo III) debido a las diferentes condiciones de la tensión básica ejercida en la punta de la grieta (figura 3). Dentro del marco de la hipótesis de la mecánica de la fractura elástica lineal, las condiciones generales de fisuración están gobernadas por la superposición de estos tres modos diferentes.

No obstante, el modo de apertura predominante y más influyente es el modo I, denominado modo de apertura. Este modo de apertura gobierna la mayor parte de los comportamientos de la rotura de fatiga que, en la práctica, se observan en las estructuras metálicas.

Mediante la aplicación de los mismos métodos que se han desarrollado anteriormente, es posible obtener expresiones para el rango de tensión para el modo II y el modo III similares a las derivadas para el modo I. Estas expresiones se ofrecen a continuación en formato esquemático; K_{II} y K_{III} son respectivamente los coeficientes de intensidad de tensión para el modo II y para el modo III. Estos coeficientes de intensidad de tensión dependen únicamente de la configuración geométrica y de la carga. No se proporcionan relaciones para los campos de deformaciones y el desplazamiento, pero pueden obtenerse fácilmente a partir de las ecuaciones de la teoría de la elasticidad en términos de las tensiones.

Modo II

$$\begin{bmatrix}\sigma_{xx}\\ \sigma_{yy}\\ \sigma_{xy}\end{bmatrix} = K_{II} \,/\, \sqrt{2\pi r}\begin{bmatrix}-\operatorname{sen}\theta/2\ \ [2+\cos\theta/2\,.\cos 3\theta/2]\\ \operatorname{sen}\theta/2\,.\cos\theta/2\,.\cos 3\theta/2\\ \cos\theta/2\,.[1-\operatorname{sen}\theta/2\,.\operatorname{sen}3\theta/2]\end{bmatrix} \quad (3.1)$$

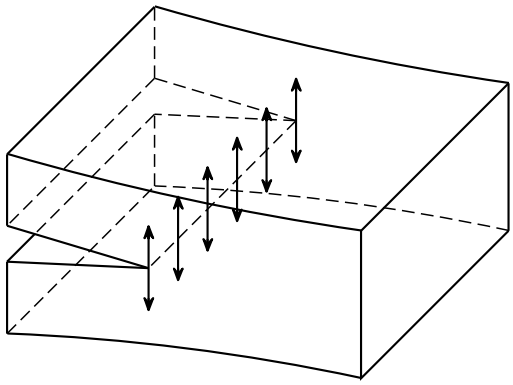
para la deformación plana $\sigma_{zz} = \upsilon\,(\sigma_{xx} + \sigma_{yy})$; $\sigma_{xz} = \sigma_{yz} = 0$

para la tensión plana $\sigma_{zz} = \sigma_{xz} = \sigma_{yz} = 0$

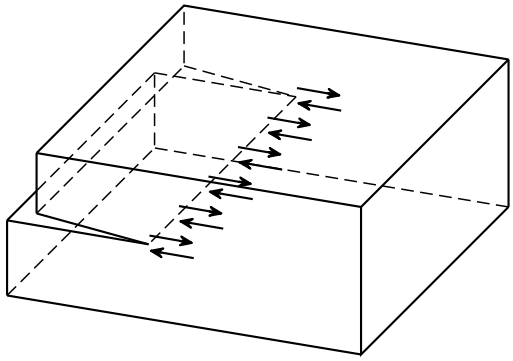
Modo III

$$\begin{bmatrix}\sigma_{xz}\\ \sigma_{yz}\end{bmatrix} = K_{III} \,/\, \sqrt{2\pi r}\begin{bmatrix}-\operatorname{sen}\theta/2\\ \cos\theta/2\end{bmatrix} \quad (3.2)$$

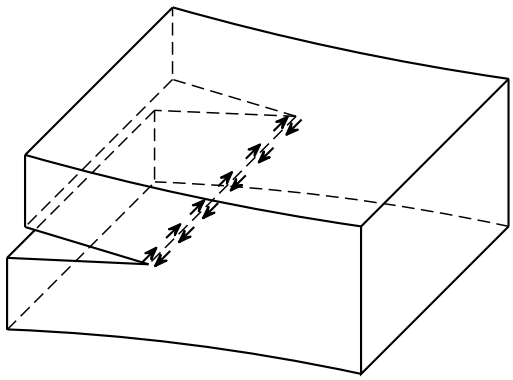
$$\sigma_{xx} = \sigma_{yy} = \sigma_{zz} = \sigma_{xy} = 0$$



(a) Modelo I "modo de apertura"



(b) Modelo II "modo de cortadura"



(c) Modelo III "modo de rasgadura"

Figura 3 Modos de fisuración

4. PLASTICIDAD

Las soluciones que se derivaron para la determinación del rango de tensión en el borde de la grieta se basan en la teoría elástica lineal. La ecuación (2.11) muestra que, cuando $r \rightarrow 0$, la tensión en la punta de la grieta se hace infinita; esto carece de un significado físico. Por lo tanto, en el frente de la punta de la grieta siempre existirá una deformación plástica localizada que afectará al comportamiento de la grieta, es decir, a su velocidad de propagación. A continuación se discute la magnitud de la deformación plástica en el frente de la grieta.

4.1 El Modelo de Irwin'

En el frente de la grieta siempre existe una deformación plástica localizada que afectará a la propagación de la grieta. Irwin llevó a cabo el primer intento que se hizo para predecir la magnitud de la zona plástica situada en el frente de una grieta. Propuso un modelo muy sencillo. Tomando como base el mismo caso de referencia que Griffith y utilizando la teoría de la tensión plana, la tensión elástica σ_{yy} a lo largo del eje x en el frente de la grieta se obtiene mediante (véase la ecuación (2.11)):

$$\sigma_{yy} = K_I / \sqrt{2\pi x} \quad \text{con} \quad K_I = \sigma\sqrt{\pi a} \qquad (4.1)$$

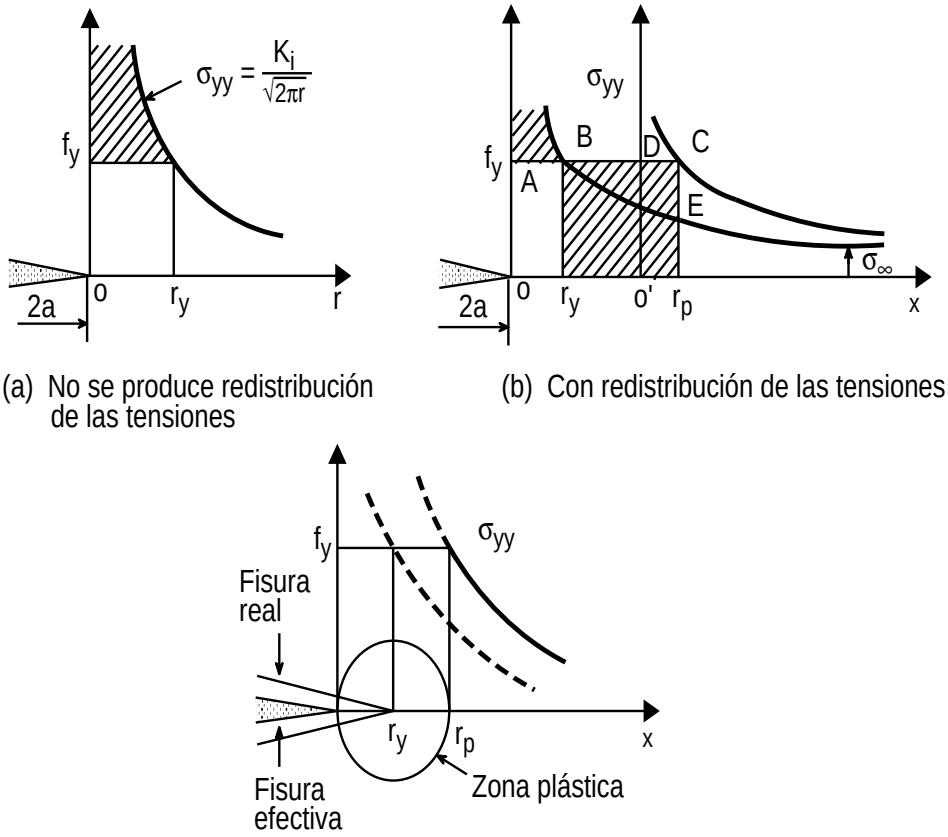
donde σ es la tensión en la dirección de y en el infinito.

Supongamos que f_y sea el límite elástico del material de la chapa de acero; las tensiones elásticas están, por lo tanto, limitadas por:

$$\sigma_{yy} = K_I / \sqrt{2\pi x} \leq f_y \qquad (4.2)$$

a partir de lo cual resulta posible predecir la magnitud de la zona plástica

$$r_y = 1/2\pi\ (K_I/f_y)^2 \qquad (4.3)$$



(a) No se produce redistribución de las tensiones

(b) Con redistribución de las tensiones

Figura 4 Modelo de IRWIN de la magnitud de la deformación plástica en la punta de la fisura

Para la teoría de la deformación plana, r_y se convierte en:

$$r_y = 1/2\pi\ [K_I\ (1 - 2\ \upsilon)/f_y]^2$$

No obstante, este razonamiento es muy simple y no es representativo de la situación real. A la hora de establecer la desigualdad (ecuación (4.2)) se consideró que en el interior de la chapa no se produce redistribución de las tensiones debida a la deformación plástica. Por lo tanto, la magnitud de la deformación plástica a lo largo del eje x no puede ser la que se representa en la figura 4a. La magnitud de la zona de la deformación plástica, contando con la redistribución de las tensiones, debe ser mucho mayor. Supongamos que la curva de la tensión elástica se ha desplazado a la derecha mediante una cantidad 00′ (el vector (00′) traslada la curva de la tensión) (figura 4b). La distribución de tensiones σ_{yy} a lo largo del eje x se expresa mediante:

$$\sigma_{yy} = f_y \qquad \text{para } x \leq r_p$$

y (4.4)

$$\sigma_{yy} = K_I / \sqrt{2\pi\,(x - 00')} \qquad \text{para } x > r_p$$

Con el fin de calcular la zona de la deformación plástica contando con la redistribución de tensiones, Irwin adoptó la hipótesis de que el área elástica total GBE, en otras palabras, la energía elástica, es igual a la energía elasto-plástica representada por el área ACF.

En base a la consideración de la geometría, es posible escribir la siguiente igualdad:

$$\text{Area } \overline{GBA} = \text{Area } \overline{r_y\ BC\ r_p} \qquad (4.5)$$

Por lo tanto

$$\int_0^r y\,(K_I\,dx / \sqrt{2\pi x} - f_y r_y = f_y\,(r_p - r_y)$$

De aquí

$$2\,(K_I\ /\ \sqrt{2\pi})\,.\,\sqrt{r_y} = f_y\,r_p \qquad (4.6)$$

Teniendo en cuenta la ecuación (4.3), la ecuación (4.6) se convierte en:

$$r_p = 2\,r_y$$

La figura 4c proporciona una representación esquemática de la zona plástica y de la longitud de la grieta efectiva asociada (a + r_y), siendo la magnitud de la zona plástica igual a 2 r_y.

4.2 Contorno de la Zona Plástica en Base a los Criterios de Von Mises y Tresca (figura 5)

Si bien el modelo simple de Irwin tiene en cuenta empíricamente la redistribución de tensiones, ignora completamente la presencia de otras tensiones σ_{xx} y σ_{yy}.

4.2.1 Criterio de Von Mises

Designando σ_1, σ_2 y σ_3 como las tensiones principales, el criterio de Von Mises es:

$$(\sigma_1-\sigma_2)^2 + (\sigma_2-\sigma_3)^2 + (\sigma_3-\sigma_1)^2 = 2\ f_y^2 \quad (4.7)$$

en donde

$$\sigma_1 = 1/2\ (\sigma_{xx} + \sigma_{yy}) + 1/2\ \sqrt{(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + 4\ \sigma_{xy}^2}$$

(4.8)

$$\sigma_2 = 1/2\ (\sigma_{xx} + \sigma_{yy}) + 1/2\ \sqrt{(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + 4\ \sigma_{xy}^2}$$

y $\sigma_3 = 0$ (tensión plana)

$\sigma_3 = \upsilon\ (\sigma_1 + \sigma_2)$ (deformación plana)

Sustituyendo la ecuación (4.7) y la ecuación (2.11) por la ecuación (2.11) para el modo I se obtiene:

- Para la tensión plana

$$r_p = (1/2\pi)\ (K_I/f_y)^2 \cos^2 \theta/2\ (1+3\ \text{sen}^2\ \theta/2) \quad (4.9)$$

- para la deformación plana

$$r_p = (1/2\pi)\,(K_I/f_y)^2\,[(1-2\upsilon)^2 + 3\,\mathrm{sen}^2\,\theta/2] \qquad (4.10)$$

4.2.2 Criterio de Tresca

El criterio de Tresca se basa en el cizallamiento máximo τ_{max} y se expresa de la siguiente manera:

$$\tau_{max} = 1/2\ f_y \qquad (4.11)$$

donde

- para la tensión plana $\tau_{max} = 1/2\ \sigma_1$
- para la deformación plana $\tau_{max} = 1/2\ |(\sigma_1-\sigma_3)/2\ ;\ (\sigma_1-\sigma_2)/2|$

Una derivación similar a la anterior proporciona las siguientes ecuaciones:

- para la tensión plana

$$r_p = (1/2\pi)\,(K_I/f_y)^2\,\cos^2\theta/2\,(1+\mathrm{sen}\,\theta/2)^2 \qquad (4.13)$$

- para la deformación plana

$$r_p = (1/2\pi)\,(K_I/f_y)^2\,\cos^2\theta/2\ \max\,[1,\ (1-2\upsilon+\mathrm{sen}\,\theta/2)^2] \qquad (4.14)$$

(4.12)

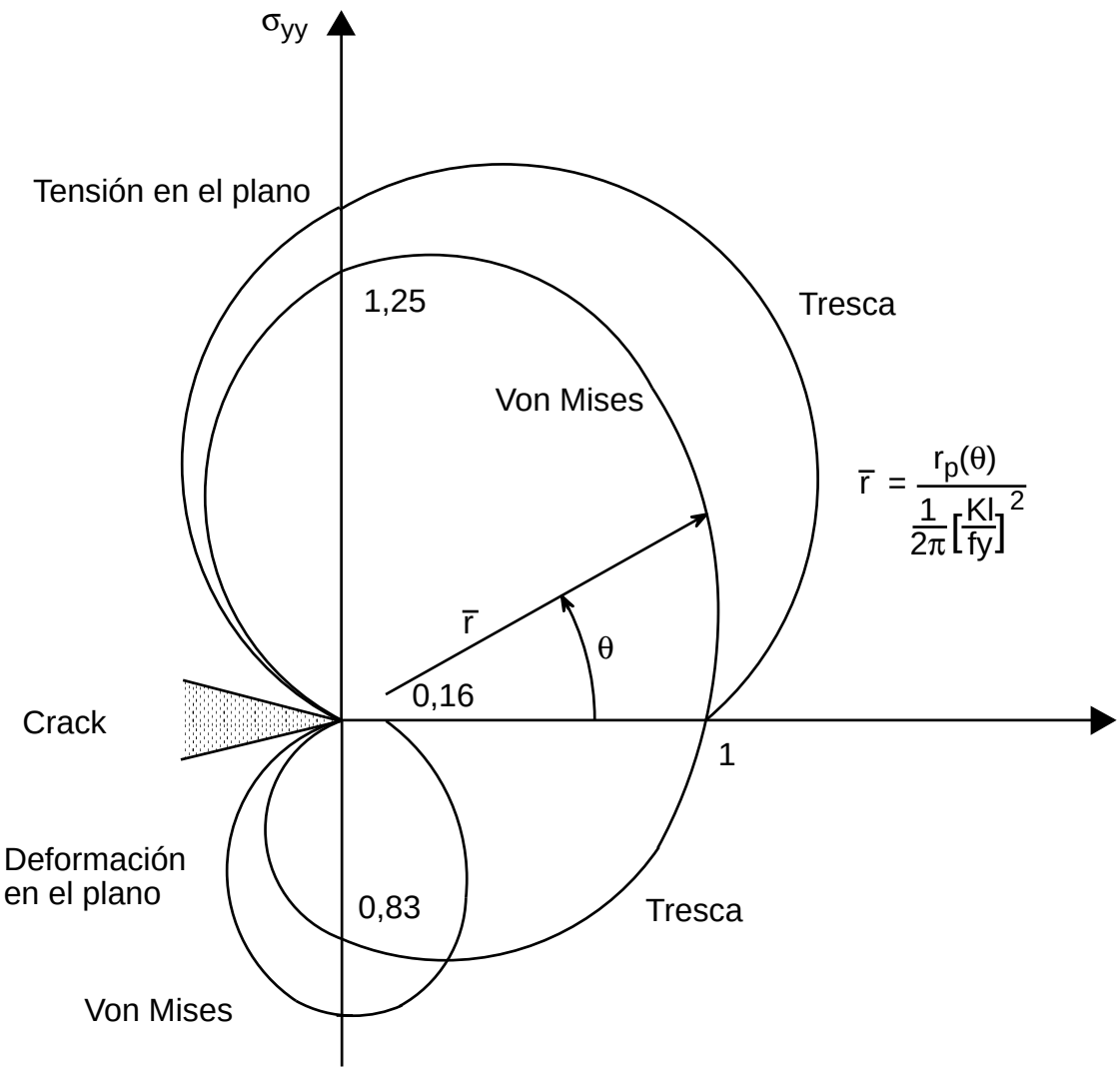


Figura 5 Contorno de la zona plástica en la punta de la fisura

5. MODELO DE LA FLUENCIA DEL FRENTE DE LA GRIETA DE D. S. DUGDALE (1960) Y BAREN BLATT (1962)

5.1 Dimensión de la Zona Plástica

Merece la pena presentar este modelo de la fluencia en la parte situada delante del frente de una grieta, ya que introduce el concepto de apertura de la grieta (COD). Consideremos de nuevo el problema de Griffith y supongamos que la fluencia se extiende en ambos bordes de la grieta a una distancia w (figura 6a). Es fácil determinar esta pequeña distancia de fluencia si se considera la siguiente superposición de rangos de tensión.

Mantengamos que la grieta de longitud 2 (a + w) está sometida a una tensión de tracción σ aplicada en el infinito. En la figura 6, esta situación se denomina condición de tensión 1. Es posible considerar una segunda condición de la tensión cuando dos tensiones distribuidas del campo de compresión están abriendo ambos bordes de la grieta a lo largo de una distancia w; en la figura 6a, esto recibe la denominación de condición de tensión 2. La superposición de la condición de tensión 2 con la condición de tensión que se muestra en la figura 6a proporciona la condición de tensión 1. El coeficiente de intensidad de tensión de una longitud 2(a + w) de una grieta a través del espesor en un cuerpo infinito es:

$$K_{I1} = \sigma \sqrt{\pi (a + w)} \qquad (5.1)$$

En el caso de la condición de tensión 2, resulta fácil obtener el coeficiente de intensidad de tensión a partir de la función de Green de la solución relativa a un par de fuerzas de apertura concentradas que actúen simétricamente en ambos bordes de la grieta (cf. lección 14.12). Por lo tanto, la solución es:

$$K_{I2} \; [-1 + (2/\pi) \text{ Arcsen } a / (a + w)] \, fy \sqrt{\pi (a + w)} \qquad (5.2)$$

La suma de los coeficientes de intensidad de tensión K_{I1} y K_{I2} debe ser igual a cero. En ese caso, la dimensión de la zona plástica w es:

$$w = -a + \frac{a}{\cos \left| \frac{\sigma}{fy} \cdot \frac{\pi}{2} \right|} \qquad (5.3)$$

Mediante el desarrollo del $\cos \left| \frac{\sigma}{fy} \cdot \frac{\pi}{2} \right|$ en series cuando $\sigma << f_y$, tomando el primer término de la serie, se obtiene:

$$\cos \left| \frac{\sigma}{fy} \cdot \frac{\pi}{2} \right| \simeq \left[1 - \left| \frac{\sigma}{fy} \right|^2 \cdot \frac{\pi^2}{8} \right] \qquad (5.4)$$

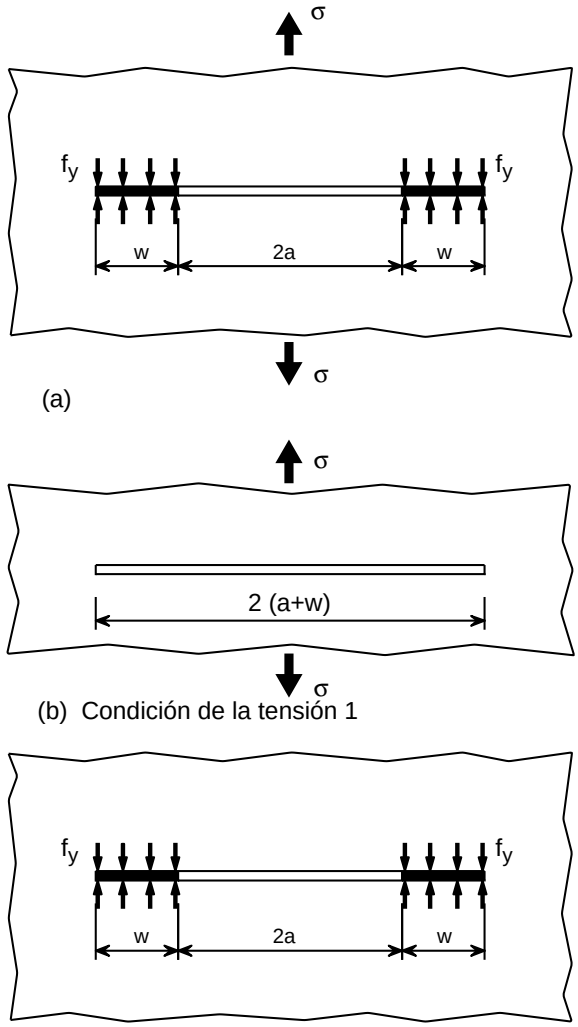


Figura 6 Modelo de la zona plástica de Dugdale

5.2 Desplazamiento de la Apertura del Borde de la Grieta

La dimensión de la zona plástica puede obtenerse a partir de la ecuación (5.2) teniendo en cuenta las ecuaciones (5.3) y (5.4) y entonces:

$$w = \frac{\pi}{8}\left|\frac{K_I}{fy}\right|^2 \Rightarrow w = \left(\frac{K_I}{fy}\right)^2 \qquad (5.5)$$

Este valor está muy próximo a la solución que obtuvo Irwin (véase la ecuación (4.3)). Cuando el ratio (σ/fy) se hace mayor, la diferencia entre ambas soluciones aumenta.

Burdekin y Stone [6], de acuerdo con el enfoque resumido en el párrafo 2.1, calcularon el desplazamiento δ en el extremo de la grieta real (es decir, para x = ± a) y hallaron:

$$\delta = \frac{8\,fy}{\pi E}.\,a\,.\,1n\left[\left(\cos\pi\frac{\sigma}{2.\,fy}\right)^{-1}\right] \qquad (5.6)$$

En el concepto del enfoque del desplazamiento de la apertura de la grieta, ésta se propaga cuando δ alcanza su desplazamiento de apertura crítico δ_c, que constituye una característica del material.

A partir de la ecuación (5.6) y conociendo el desplazamiento crítico de apertura se obtiene la tensión crítica correspondiente al problema de Griffith. Mediante el desarrollo del cos $\left[\frac{\pi}{2}\cdot\frac{\sigma}{f_y}\right]$ en serie y manteniendo el primer término, la ecuación (5.6) se reduce a

$$\delta_C = \frac{\pi}{E}.\,\frac{\sigma^2\,a}{fy} \qquad (5.7)$$

La definición COD, como apertura de la grieta localizada en la interfase de las zonas elástica y plástica, resulta conveniente para propósitos de cálculo. Sin embargo, no resulta muy sencillo medir experimentalmente el valor de la apertura de la grieta.

6. RESUMEN FINAL

Para un rango de tensión en un problema de elasticidad plana:

- Las tensiones cercanas al borde de la grieta pueden calcularse en una primera aproximación a partir de:

$$K_I \simeq \sqrt{2\pi} \lim \sum_{z-0} Z'' - \sqrt{z}$$

Se debe seleccionar una función Z apropiada que satisfaga las condiciones de contorno.

- El rango de tensión del problema de referencia de Griffith se expresa mediante:-

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a}$$

- La distribución de las tensiones elásticas en las proximidades del borde de la grieta depende únicamente de r y ø, mientras que su magnitud en cualquier punto concreto definido por (r, ø) depende únicamente de K_I.

Por lo tanto, la distribución de las tensiones en un cuerpo con fisuras es una invariante con respecto a las cargas y geometrías de la grieta y del cuerpo. No obstante, la magnitud de estas tensiones depende de estos dos parámetros que se adoptan globalmente en el valor de K_I, denominado el coeficiente de intensidad de tensión en el modo I. K_I depende de las cargas externas, la geometría global del cuerpo que contenga la grieta y de la geometría de la grieta (dimensiones y perfil).

- El coeficiente de intensidad de tensión K_I constituye un concepto básico de la mecánica de la fractura.

Este coeficiente no debe confundirse con el coeficiente de concentración de tensiones geométrica K_t que, en el caso de una entalladura en concreto, es el ratio de la tensión máxima con respecto a la tensión nominal.

Por lo tanto, K_t es un coeficiente meramente convencional que proporciona una indicación de la concentración de tensiones en una entalladura para unas condiciones particulares de la geometría y de la carga.

En la realidad, siempre existirá una deformación plástica localizada en el frente de la grieta que afectará al comportamiento del borde de la grieta:

- En general, es posible evaluar el tamaño de la zona plástica en los bordes de las grietas y tener en cuenta sus efectos mediante un término de corrección de la longitud de la grieta (r_y) tal y como sugirió Irwin (Figure 4c).

- Las zonas plásticas del borde de la grieta son más pequeñas según la hipótesis de deformación plana que según la de la tensión plana, y el criterio de Tresca proporciona una zona plástica mayor que el criterio de Von Mises. Estas observaciones justifican las recomendaciones relativas al tamaño de la probeta para la determinación de K_{IC}.

- La figura 7 representa la configuración de las zonas plásticas, en chapas de gran espesor, que puede esperarse a partir de lo hallado anteriormente, puesto que la superficie está en una condición de tensión plana y el espesor medio en una condición de deformación plana.

- No obstante, la zona plástica, en el caso de los aceros de construcción normales, es más bien de pequeño tamaño en comparación con las dimensiones de la parte estructural y de la magnitud de la grieta. En problemas prácticos de fatiga de ciclo grande, se espera que esta zona plástica sea de pequeño tamaño debido a la triaxialidad del rango de tensión del borde de la grieta y a la fisuración que se produce bajo condiciones del rango de tensión cuasielástica.

Es posible obtener las dimensiones de la zona plástica situada delante de una grieta

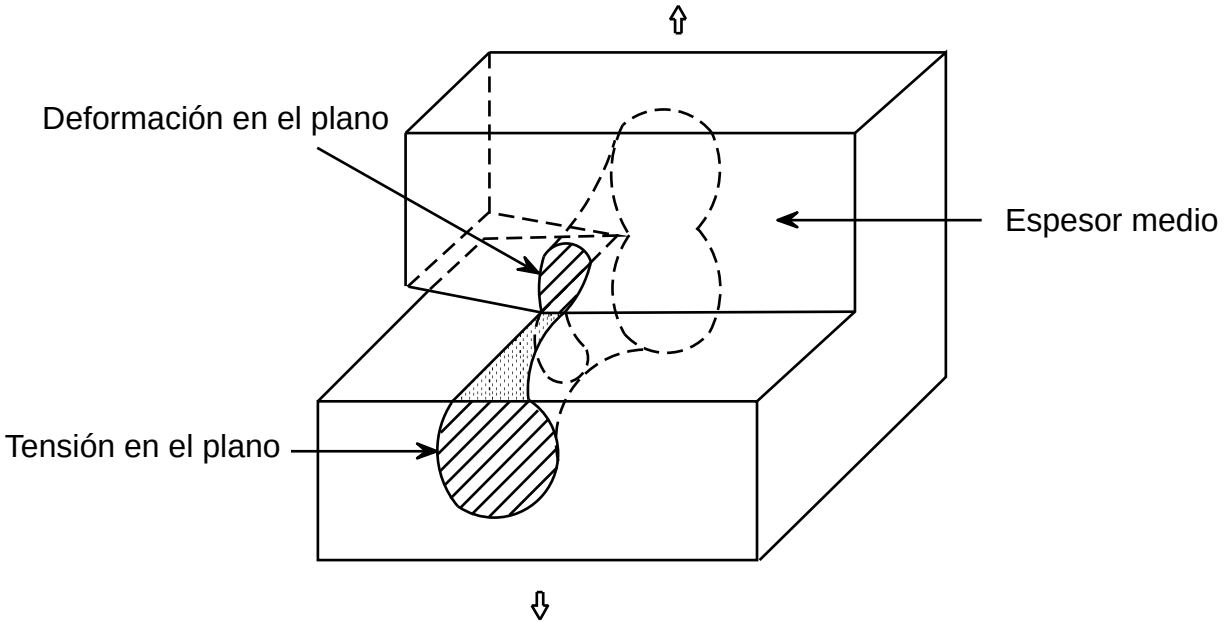


Figura 7 Configuración general de las zonas plásticas en chapas de acero

mediante la utilización del modelo de fluencia de D S Dugdale:

- Cuando la tensión de tracción es pequeña en comparación con la tensión de fluencia del material ($\sigma << fy$), las dimensiones de la zona plástica que proporciona el modelo de Dugdale están muy próximas a la solución de Irwin, con una diferencia de un coeficiente $4/\pi$.

- El modelo de la zona plástica de Dugdale conduce al concepto de apertura de grieta que puede calcularse teóricamente si se conocen el tamaño de la grieta y la tensión de tracción fuera de la grieta. No obstante, la obtención de medidas experimentales precisas de la apertura de la grieta es bastante difícil, debido a que estas medidas dependen del emplazamiento preciso en que se efectúen las mediciones.

- Las relaciones entre el COD, las deformaciones y la magnitud de la grieta no resultan fáciles de averiguar para la mayor parte de las geometrías; el método del COD presenta la ventaja de que tiene en cuenta la evaluación de la plasticidad en el borde de la grieta. Sin embargo, el método del COD todavía no ha alcanzado el mismo grado de reconocimiento en las prácticas de ingeniería que el método basado en K.

7. BIBLIOGRAFÍA

[1] Eurocódigo 3: “Design of Steel Structures”: ENV 1993-1-1: ENV 1993-1-1: ENV 1993-1-1: Part 1.1, General principles and rules for buildings, CEN, 1992.

[2] Timoshenko S, Goodier N.J., “Theory of Plasticity”, McGraw Hill Book Company, 2nd Edition, New York 1951

[3] Germain P, Mecanique des Milieux Continus”, Masson et Cie, Paris, 1962.

[4] Westergaard H.M., “Theory of Elasticity and Plasticity”, Dover Publications, inc. New York, 1964

[5] Francois D., Joly L. (Ed.), La rupture des métaux, Masson et Cie, 1972

[6] Burdekin E.M., Stone D.E.W., The crack opening displacement approach to fracture mechanics in yielding materials Journal of Strain Analysis, vol. 1, nº 2, 1966.

ESDEP TOMO 14
DISEÑO PARA FATIGA

Lección 14.12: Determinación de los Factores de Intensidad de Tensión

OBJETIVOS/CONTENIDO

Describir los principios básicos de los diferentes métodos de determinación de los coeficientes de intensidad de tensión para diferentes geometrías de componentes.

CONOCIMIENTOS PREVIOS

Lección 14.10: Fundamentos de la Mecánica de la Fractura

LECCIONES AFINES

Lección 14.11: Análisis de Tensiones en Cuerpos Fracturados

Lección 14.14: Mecánica de la Fractura: Aplicaciones en Ingeniería Estructural

Lección 14.15: Mecánica de la Fractura Aplicada Ad Hoc

RESUMEN

La lección comienza recordando la definición básica del coeficiente de intensidad de tensión como el parámetro que controla la tensión, el desplazamiento y el estado de la energía en el borde de la grieta en el caso de los materiales elástico-lineales. Se ofrece una descripción de algunos casos clásicos para los que se dispone de soluciones analíticas para el coeficiente de intensidad de tensión, junto con las bases para la combinación de soluciones mediante superposición. A continuación, se describen los dos métodos principales de análisis numérico para la determinación de los coeficientes de intensidad de tensión, concretamente los métodos de la función del peso y los métodos de los elementos finitos, incluyendo algunos detalles relativos a la manera en la que se determina el coeficiente de intensidad de tensión a partir de los resultados de análisis básicos. También se describen algunos tratamientos para las regiones de concentración de tensiones, haciendo una referencia particular a las uniones soldadas.

1. INTRODUCCIÓN

En la lección 14.10, Fundamentos de Mecánica de la Fractura, se introdujo el concepto del coeficiente de intensidad de tensión (K) como el parámetro que define los rangos de tensión y deformaciones situadas en el borde de la grieta, es decir, en el plano de la grieta, localizado delante del borde de la grieta, la tensión normal a la grieta se obtiene mediante:

$$\sigma_y = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \qquad (1)$$

donde r es una distancia pequeña situada delante del borde de la grieta, en el plano de la grieta.

El coeficiente de intensidad de tensión K también controla los desplazamientos de apertura de los lados de la grieta situados en la parte de la grieta cercana al borde cuando las condiciones elásticas son las siguientes:

$$\sigma_d = \frac{4}{\pi E} K \sqrt{2\pi r} \qquad (2)$$

donde r es una distancia pequeña al borde de la grieta desde una parte de ésta.

Además, el coeficiente de intensidad de tensión K está relacionado con el índice de liberación de energía de deformación de Griffith G (fuerza de alargamiento de la grieta) mediante la relación:

$$K^2 = E'G \qquad (3)$$

donde E' = E para la tensión plana

y E' = $E/(1\upsilon^2)$ para la deformación plana

En el caso de materiales no lineales, la integral J del contorno, J, constituye otro importante parámetro del borde de la grieta. Tal y como la habían definido originalmente Eshelby y Rice, se demostró que J era una integral, independiente del recorrido, de los valores de la densidad de energía de deformación, tomados en las proximidades del borde de la grieta, con el recorrido empezando en el lado inferior de la fisura y finalizando en el superior, tal y como se muestra en la figura 1. La definición de J en estos términos es la siguiente:

$$J = \int_s W dy - T_i \frac{du_i}{dx} ds \qquad (4a)$$

donde

$$W(\varepsilon) = \int_0 J_{ij}^{\varepsilon} d\varepsilon_{ij}$$

$$T_i = \sigma_{ij} n_j$$

donde W es la densidad de energía de deformación,

T_i son componentes de las tracciones superficiales que se mueven a través de los desplazamientos du_i,. La inte-

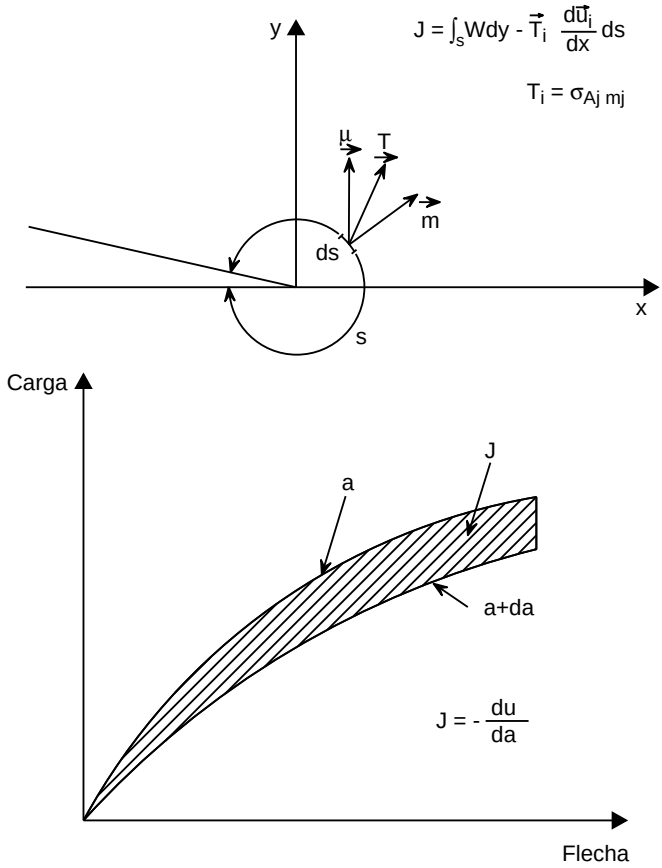


Figura 1 Definiciones de la integral J, por encima de la integral del contorno y por debajo de la variación de la energía potencial (que se produce en material elástico no lineal)

gración se efectúa alrededor de cualquier recorrido del contorno, en sentido contrario a las agujas del reloj, desde una superficie a otra, rodeando el borde de la grieta.

Además de demostrar la independencia de esta integral del recorrido para dos geometrías dimensionales, con cargas aplicadas externamente, Rice también demostró que J estaba relacionada con la modificación de la energía potencial que se produce con el aumento de la longitud de la grieta, lo cual significa que J puede considerarse como una versión no lineal de G y reducirse a G en el caso de materiales elástico-lineales. Para un material elástico-lineal:

$$J = \frac{dU}{da} = (l - \upsilon^2)\frac{k_I^2}{E} \text{ (para la deformación plana)}$$

$$= \frac{k_I^2}{E} \text{ (para la tensión plana)} \qquad (4b)$$

La importancia de todas las observaciones anteriores consiste en que, si se dispone de métodos para la determinación de los rangos de tensión situados delante del borde de la grieta, de los campos de desplazamientos dentro de la grieta o de los campos de energía de deformación relacionados con G o con J, es posible determinar el coeficiente de intensidad de tensión K en base a estos resultados.

2. SOLUCIONES ANALÍTICAS

En la lección 14.10, dedicada a los Fundamentos de la Mecánica de la Fractura, se describieron una serie de casos clásicos en los que es posible determinar analíticamente el coeficiente de intensidad de tensión. Estos casos incluían soluciones para una grieta axial a través del espesor, una grieta elíptica embebida y una grieta superficial semielíptica, todas ellas localizadas en chapas infinitas y sometidas a cargas de tracción remotas. También se hizo referencia a la forma general de las expresiones para el coeficiente de intensidad de tensión para casos sometidos a tensiones remotas, bien mediante la expresión:

$$K = \frac{M_D\, M_S\, M_P\, M_G}{E(\phi)} \sigma \sqrt{\pi 2} \qquad (5)$$

donde

M_D representa los coeficientes de corrección del espesor y de la anchura finitos (Coeficiente de corrección de las dimensiones)

M_S es el coeficiente de corrección de la superficie libre

M_P es el coeficiente de corrección de la plasticidad local en el borde de la grieta

M_G es el coeficiente de corrección del gradiente de tensiones para el efecto local

$E(\Phi)$ es el coeficiente de corrección del perfil de la grieta

En el apéndice de esta lección se ofrece un ejemplo de la utilización de esta expresión para una zona de concentración de tensiones situada en el extremo de una platabanda soldada.

o

$$K = (M_m\, \sigma_m + M_b\, \sigma_b) \frac{\sqrt{\pi a}}{Q} \qquad (6)$$

donde

M_m y M_b son como se define en el punto 5.

Otros dos casos en los que los resultados de soluciones analíticas clásicas son relevantes para aplicaciones prácticas son el caso de una formación múltiple de grietas co-lineales sometidas a cargas remotas y el de una única grieta sometida a un par de fuerzas de cortante aplicadas a sus lados. El caso de la disposición múltiple se muestra en la figura 2, en la que cada una de las grietas tiene una longitud de 2a, y la separación entre los puntos en la mitad de sus longitudes es W. La solución para el rango de tensión en este caso, en el que las grietas están sometidas a una tensión de tracción remota σ en una placa infinita, puede obtenerse a partir del enfoque de la función de la tensión compleja de Westergaard que Irwin utilizó para obtener el coeficiente de intensidad de tensión de la siguiente manera:

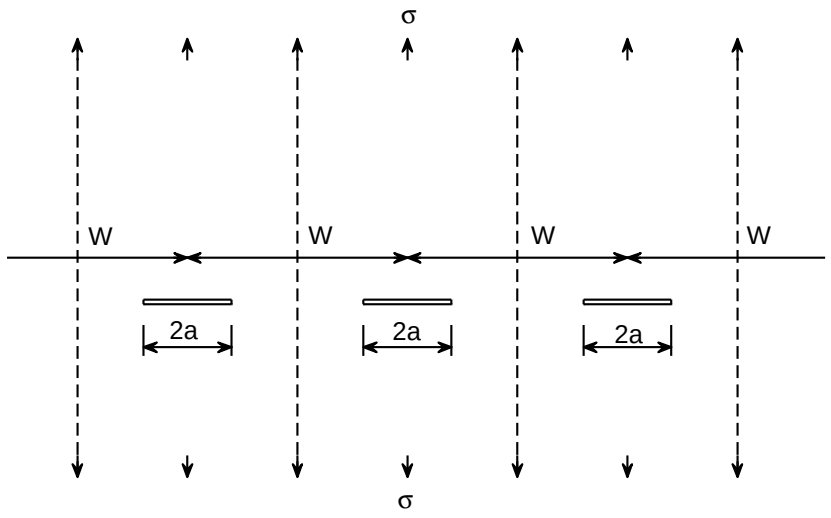


Figura 2 Disposición múltiple de fisuras

$$K = \sqrt{W \tan \frac{\pi a}{W}} \qquad (7)$$

Este caso de grietas múltiples puede utilizarse para investigar los efectos de las interacciones entre grietas adyacentes y las placas de anchura finita. Puede observarse que cuando el

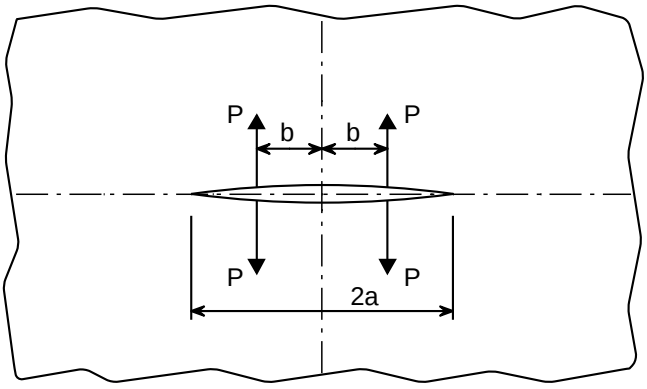


Figura 3 Fuerzas de corte aplicadas a la fisura central de una chapa

ratio de a/W es pequeño, esta expresión se reduce al mismo resultado que el de una única grieta en una placa infinita, es decir, no se produce interacción entre las grietas. A medida que a/W aumenta, también lo hacen los coeficientes de intensidad de tensión, por encima del valor correspondiente para grietas únicas del mismo tamaño. Dejamos en manos del estudiante la comprobación de que, cuando la distancia entre los bordes de grietas adyacentes es igual a la longitud de la grieta, es decir, W-2a = 2a, el coeficiente de intensidad de tensión aumenta aproximadamente un 13% en comparación con el caso de una única grieta de la misma longitud. Este resultado sirve de base para la recomendación que hacen varios reglamentos sobre la aceptación de defectos, en el sentido de que es posible tratar las grietas como si fueran independientes, siempre y cuando el ligamento entre ellas sea, por lo menos, igual a la magnitud de la grieta adyacente. La distancia W también puede considerarse equivalente a la anchura de una serie de chapas finitas, cada una de ellas conteniendo una grieta única. Por lo tanto, a medida que el ratio a/W aumenta, el aumento de K representa el efecto de las tensiones de la sección delgada y de la aproximación al canto de la chapa. No obstante, esta interpretación no resulta estrictamente válida, puesto que la distribución de tensiones en la línea de simetría entre las grietas no reproduce completamente la condición de borde libre. Proporciona respuestas razonablemente satisfactorias para ratios de a/W de hasta aproximadamente 0,6.

En la figura 3 se muestra el caso de una única grieta sometida a un par de fuerzas de corte en la línea de la grieta. De nuevo es posible obtener la solución mediante la utilización de las funciones complejas de la tensión de Westergaard, y el coeficiente de intensidad de tensión resultante es el siguiente:

$$K = \frac{2p\sqrt{\pi a}}{\pi\sqrt{(a^2 - b^2)}} \qquad (8)$$

Este resultado puede utilizarse para representar los efectos de la presión interna dentro de una grieta, mediante la integración de las fuerzas de corte p aplicadas en las posiciones de b de 0 a. Tal y como se indicó en la lección 14.10, el coeficiente de intensidad de tensión para el caso de la presión interna es $K = \sigma\sqrt{\pi a}$, es decir, el mismo que para el caso de la tracción aplicada remotamente.

Este es un ejemplo de un resultado más general que constituye la base del enfoque de la función de peso para la determinación de los coeficientes de intensidad de tensión.

3. EL PRINCIPIO DE BUECKNER Y LAS FUNCIONES DE PESO

Si a un cuerpo fracturado sometido a una carga externa o a desplazamientos preestablecidos en el contorno se le aplican fuerzas en las superficies de las grietas, para cerrarlas, estas fuerzas deben ser equivalentes a la distribución de tensiones en un cuerpo libre de grietas con la misma geometría sujeto a la misma carga externa. Cuando el cuerpo se encuentra en un estado en el que se ha cerrado la grieta, se produce en efecto una ausencia de grietas y el factor de intensidad de tensión es cero. Esta situación se puede considerar equivalente a la superposición del caso del cuerpo fracturado con carga externa, menos el caso de la misma geometría de cuerpo fracturado sometida a la carga superficial de la grieta necesaria para volver a cerrar la grieta. Puesto que el coeficiente de intensidad de tensión total resultante es cero, el coeficiente de intensidad de tensión para el cuerpo fracturado sometido a carga externa debe ser el mismo que el del mismo cuerpo sometido a una carga superficial en la grieta de la misma distribución que la que existiría en la zona de la grieta del cuerpo libre de grietas. En muchos casos es posible reemplazar el cuerpo fracturado sometido a la carga remota por la misma geometría con una carga superficial de la grieta, con el único fin de determinar el coeficiente de intensidad de tensión. H F Bueckner fue el primero en exponer este principio que se conoce como el principio de Bueckner.

Cuando se aplica un par de fuerzas puntuales P a las superficies opuestas de una grieta, producen un coeficiente de intensidad de tensión K en el borde de la grieta como el que se describe en la ecuación (8) para el caso de dos pares de fuerzas de corte en equilibrio sobre una grieta localizada en una chapa infinita. Otro ejemplo lo constituye el caso de una grieta en el canto, localizada en una placa semi-infinita sometida a unas fuerzas concentradas P, tal y como se muestra en la figura 4. En este caso, el coeficiente de intensidad de tensión se obtiene mediante:

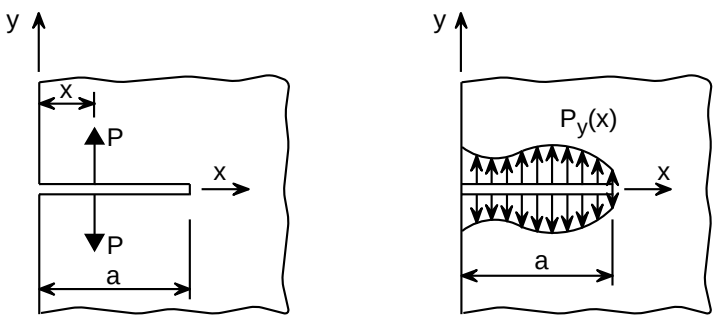
$$K = \frac{2P\sqrt{a}}{\sqrt{\pi(a^2 - x^2)}} F(x/a) \qquad (9)$$

donde F(x/a) es una función tabulada proporcionada por Hartranft y Sih [1].

Una función de peso es una función que proporciona el ratio de (el coeficiente de intensidad de tensión en el borde de una grieta debido a la aplicación de una tensión σ a un elemento de área dA en la superficie de la grieta) a (la misma tensión).

Es posible utilizar la ecuación (9) como una función de Green fundamental con el fin de generar soluciones para los coeficientes de intensidad de tensión en problemas de grietas que incluyan una distribución arbitraria de las tracciones en las superficies de las grietas, tal y como se muestra en la figura 4b. Cuando se efectúa la integración de la ecuación (9) de x=0 a x=a, el coeficiente de intensidad de tensión para la grieta recta sometida a una distribución de tensiones arbitraria p en las superficies de la grieta proporciona:

$$K = \frac{2\sqrt{a}}{\sqrt{\pi}} \int_0^a \frac{p_y(X)\, F(x/a)}{\sqrt{(a^2 - x^2)}} dx \qquad (10)$$



(a) Fuerza concentrada de tracción aplicada a una fisura finita

(b) Función de la distribución arbitraria de las tensiones de tracción

Figura 4 Enfoque de la función del peso para una fisura en el canto de una chapa

Es posible convertir la expresión anterior en un sumatorio general para una expresión de la función del peso bidimensional de la forma que desarrolló Albrecht [2] de la siguiente manera:

$$K = \sigma\sqrt{\pi a}\,\frac{2}{\pi}\sum_{i=l}^{a}\frac{\sigma_{bi}}{\sigma}\left[\text{arcsen}\left(\frac{b_{i-l}}{a}\right)\right] - \text{arcsen}\left(\frac{b_i}{a}\right)$$

La función de peso de la integral "O" desarrollada por Core y Burns [3] proporciona una expresión de la función de peso más general, de la siguiente manera:

$$K = \frac{\sqrt{2}\,\sigma\, dA}{\pi 1^2\left\{\oint \frac{ds}{p^2}\right\}^{1/2}} \qquad (12)$$

donde

- σ es la tensión aplicada a un elemento con un área de superficie de grieta dA
- 1 es la distancia desde este punto hasta la posición para la que resulta necesario el valor de K
- {} representa la suma alrededor del perímetro de la grieta s de las longitudes elementales divididas por la distancia al punto de la aplicación de la tensión elevada al cuadrado, tal y como se muestra en la figura 5.

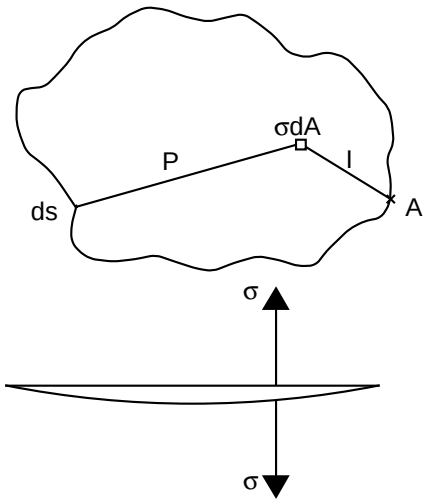


Figura 5 Función del peso de la integral "O"

La evaluación de la integral "O" se efectúa resumiendo los efectos de los diferentes niveles de tensiones, de acuerdo con la distribución de tensiones libre de grietas aplicada sobre la totalidad de la superficie de la grieta dividida en una red de elementos.

Se observará que la expresión que proporciona la ecuación (12) incluye dos singularidades, concretamente cuando 1=0 y cuando p=0. La evaluación de la integración numérica se lleva a cabo dividiendo el área de la grieta en tres zonas, según muestra la figura 6. La Zona a es un elemento único situado inmediatamente en la posición del frente de la grieta en la que se ha de determinar K. La Zona B es una serie de elementos alrededor del resto del perímetro del frente de la grieta. La Zona C cubre el resto del interior del área superficial de la grieta. Con el fin de obtener resultados precisos, es necesario prestar una gran atención a las magnitudes de los elementos y a los ratios del aspecto. La formulación de la integral "O" se aplica estrictamente a una grieta embebida, de perfil arbitrario, localizada en un cuerpo infinito, aunque es posible aplicar coeficientes de corrección para los efectos de la superficie libre y de la geometría finita.

Así pues, un método general para la determinación de los coeficientes de intensidad

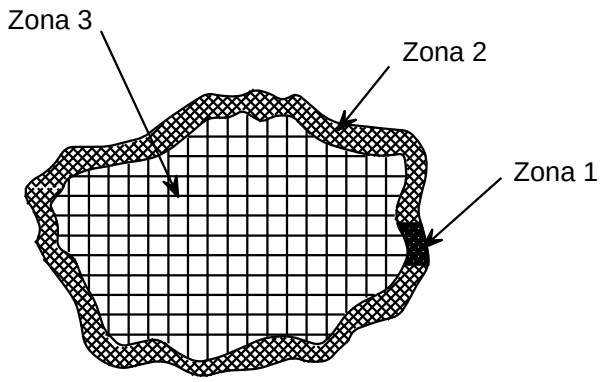


Figura 6 Zonas de integración para la evaluación numérica de la integral "O"

de tensión consiste en determinar en primer lugar la distribución de tensiones en un cuerpo libre de grietas en la zona en la que se ha de considerar una grieta, por ejemplo mediante análisis de los elementos finitos y utilizar los enfoques de la función de peso para determinar el valor de K para cualquier geometría necesaria de la grieta. a pesar de que este método requiere la utilización repetida de la integración numérica de la función de peso para una serie de grietas, tantas como sería necesario considerar durante la propagación de la grieta de fatiga, tan sólo requiere un análisis de los elementos finitos para un cuerpo libre de grietas y, en general, se trata de un proceso global efectivo.

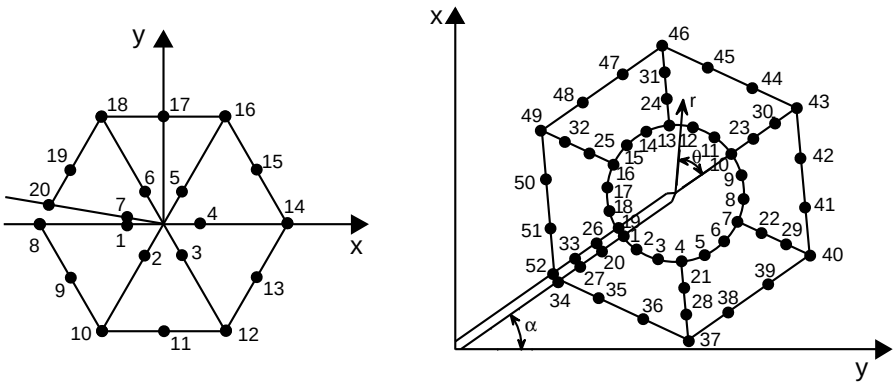
4. ANÁLISIS DE LOS ELEMENTOS FINITOS DE CUERPOS FRACTURADOS

Cuando se efectúan análisis de los elementos finitos, los primeros pasos consisten en decidir el tipo de elemento que se va a utilizar y en que cuadrícula se utilizará para seleccionar el volumen del cuerpo en cuestión. Los distintos tipos de elementos utilizan funciones de interpolación diferentes para los desplazamientos a través de cada elemento. Cada uno de los tipos tiene una capacidad inherente para hacer frente a los gradientes de tensiones dentro del elemento. Por ejemplo, los tipos más simples de elementos lo constituyen los elementos triangulares de deformación constante o de tensión constante. Si se intenta utilizar estos elementos para el análisis de un cuerpo que presente gradientes de tensiones acusados, es necesario utilizar una cuadrícula muy fina que conste de muchos elementos. Este procedimiento será muy ineficaz en lo relativo al tiempo necesario para el cálculo. Este problema puede reducirse mediante la utilización de elementos de mayor orden que tengan la capacidad de representar distribuciones lineales o parabólicas en su interior. Por ejemplo, con frecuencia se utilizan elementos macizos de 8 ó 12 nudos cuando se necesitan resultados precisos de la determinación de tensiones de geometrías complejas bidimensionales.

Por ejemplo, cuando se necesitan resultados precisos en la determinación de tensiones de geometrías complejas tridimensionales, con frecuencia se utilizan elementos 3-D de 8 ó de 20 nudos.

Tal y como se ha indicado anteriormente, la distribución de tensiones en el borde de una grieta, sometida a una carga de tracción en un material elástico, muestra una singularidad con tensiones infinitas. El coeficiente de intensidad de tensión describe la manera en la que la tensión se reduce desde la singularidad e incluye claramente gradientes de tensiones muy acusados. a primera vista, parecería que para el análisis normal de los elementos finitos resultaría muy difícil obtener algo parecido a una representación realista de los rangos de tensión elásticos del borde de la grieta, a menos que se utilizara una cuadrícula desmesuradamente fina que incluyera un gran número de elementos y de costes asociados.

Este problema puede superarse mediante la utilización de elementos especiales en el borde de la grieta [4]. Para los análisis bidimensionales (tensión plana o deformación plana) existen dos elementos del tipo de 20 nudos triangular distorsionado o del tipo de 52 nudos basados en un elemento finito cuadrilátero isoparamétrico 12. Estos elementos se disponen en forma de abanico dirigidos hacia el borde de la grieta, distorsionándolos en elementos triangulares, juntando dos vértices en las mismas coordenadas. Además, el análisis traslada los puntos medios de los lados de los elementos adyacentes a la punta de la grieta a los puntos a 1/4 de distancia, tal y como se muestra en la figura 7. El efecto consiste en crear una singularidad de la raíz cuadrada inversa de la tensión delante del borde de la grieta sin que sea preciso utilizar una cuadrícula muy fina. Ahora tan sólo queda determinar el valor del coeficiente



(a) Modelo de las puntas de la fisura (20 nudos)

(b) Modo combinado; modelo (asimétrico) de las puntas de la fisura (52 nudos)

Figura 7 Elementos de la punta de la fisura para el análisis con elementos finitos

de intensidad de tensión a partir de los resultados de esta disposición.

Se ha señalado que el coeficiente de intensidad de tensión gobierna la tensión delante del borde de la grieta, el desplazamiento con la grieta justo detrás del borde y los campos de la energía de deformación en las proximidades del borde de la grieta. Debido a que, lejos de la singularidad, los gradientes de tensiones son muy elevados, la determinación de K en base a las tensiones de delante de la grieta no resulta muy precisa. El campo del desplazamiento dentro de la grieta presenta unas desviaciones mucho más graduales y puede utilizarse para determinar K con bastante exactitud. El método habitual consiste en determinar los desplazamientos en el primer y el segundo nodo desde el borde de la grieta y utilizar la fórmula de la ecuación (2) para derivar K. Se han preparado varios programas informáticos normalizados que incluyen elementos especiales del borde de la grieta, y la capacidad de efectuar la determinación de la integral del contorno J utilizando cualquier contorno que se elija en las proximidades del borde de la grieta. El procedimiento normal consiste en determinar J en tres recorridos alrededor de la grieta, comprobar la independencia del recorrido y determinar K a partir de J utilizando la ecuación (3). Una variación de este procedimiento la constituye el método del Alargamiento Virtual de la Grieta desarrollado por Parks. En este caso, se determina la modificación de la energía asociada a un pequeño (virtual) aumento de la longitud de la grieta, que es equivalente a J (o a G en el caso de materiales elástico-lineales). La ventaja de los enfoques de la integral del contorno o de la energía de deformación consiste en que se los evalúa a cierta distancia del mismo borde de la grieta y, por lo tanto, en regiones en las que los gradientes de la tensión y de la deformación son menos acusados.

La desventaja de la utilización del análisis de los elementos finitos del cuerpo de la grieta consiste en que es necesario un nuevo análisis de la totalidad del cuerpo para cada geometría de la grieta que se considere. Por lo tanto, cuando se considera la propagación de la grieta de fatiga, es necesaria una serie de resultados para magnitudes de grieta en aumento progresivo. No obstante, con la capacidad de cálculo y los equipos modernos, existen muchos coeficientes de concentración de tensiones que se han obtenido mediante el análisis de los elementos finitos de la totalidad del cuerpo fracturado.

5. SOLUCIONES TESTIGO A PARTIR DE ECUACIONES PARAMÉTRICAS

Se han publicado varios manuales que facilitan soluciones para los coeficientes de intensidad de tensión en forma de ecuaciones paramétricas o de expresiones analíticas para un campo de problemas prácticos. En la tabla 1, se ofrecen algunos de estos coeficientes de intensidad de tensión, mientras que otros se ofrecen en [1-10].

Raju y Newman [9] han desarrollado una serie de ecuaciones paramétricas de gran utilidad para el caso de grietas superficiales semielípticas situadas en chapas lisas de anchura y espesor finitos, sometidas o bien a tensiones de tracción o de flexión. Estos resultados se determinaron fundamentalmente mediante una extensa serie de análisis de los elementos finitos de diferentes geometrías de la grieta, seguidos de un ajuste en curvas, con el fin de obtener ecuaciones paramétricas. Estas ecuaciones hacen posible la obtención del coeficiente de intensidad de tensión en cualquier posición en las proximidades del frente de la grieta. Esto reviste una importancia especial cuando es necesario conocer el valor de K en el punto más profundo y en los extremos de la grieta en la superficie, con el objeto de determinar las velocidades de propagación de la grieta en los análisis de fatiga y tener en cuenta las modificaciones del perfil de la grieta. Estos resultados también son de gran utilidad cuando es posible dividir la distribución de tensiones global en componentes de membrana y de flexión, puesto que se pueden calcular los valores de K producto de los componentes por separado y hacer la suma total para obtener el valor total de K. Se obtiene la siguiente expresión general para el coeficiente de intensidad de tensión:

$$K = (M_m \sigma_m + M_b \sigma_b)\sqrt{\frac{\pi a}{Q}} \qquad (13)$$

donde M_m, M_b son coeficientes determinados en base a las ecuaciones de Raju y Newman dependientes de a/T y de a/2c, σ_m, σ_b son componentes de membrana y de flexión de la tensión, a es la altura o profundidad de la grieta y Q es un parámetro del perfil de la grieta, obtenidos con suficiente exactitud a partir de las siguientes expresiones:

$$Q = 1{,}0 + 1{,}464\left(\frac{a}{c}\right)^{1{,}65} \quad \text{para } \frac{a}{c} \le 1 \qquad (14)$$

$$Q = 1{,}0 + 1{,}464\left(\frac{c}{a}\right)^{1{,}65} \quad \text{para } 1 < \frac{a}{c} \le 2 \qquad (15)$$

Cuando la grieta está localizada en una zona de concentración de tensiones, se producirá un aumento del factor de intensidad de tensión en comparación con regiones que se encuentren alejadas de la concentración de tensiones. El efecto global depende de la magnitud relativa de la grieta y de la zona de concentración de tensiones. Cuando la grieta es pequeña en comparación con la zona de la concentración de tensiones, ésta se comportará prácticamente igual que si estuviera situada en una zona de tensión uniforme, de una magnitud igual al valor de concentración de tensiones. Cuando la grieta es mayor que la zona de concentración de tensiones, atraviesa una zona de gradiente de tensión y el coeficiente de intensidad de tensión final es menor que el resultado que se obtendría si se tratara la tensión como si fuera uniforme e igual al valor del coeficiente de intensidad de tensión. Un ejemplo importante de esto, que tiene una importancia especial en la fatiga de las estructuras soldadas, es el coeficiente de intensidad de tensión para grietas localizadas en los bordes de cordones de soldadura o de soldaduras a tope en T, tal y como se muestra en la figura 8. En este caso, se introduce un coeficiente

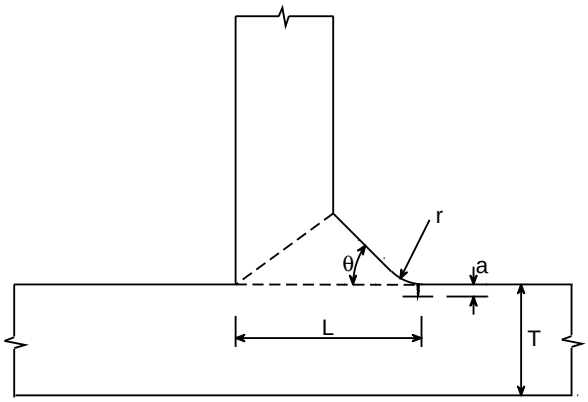


Figura 8 Los parámetros del coeficiente del aumento de la intensidad de la tensión en los bordes de soldaduras a tope en uniones en T

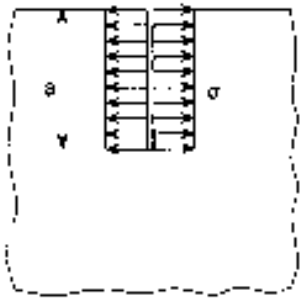
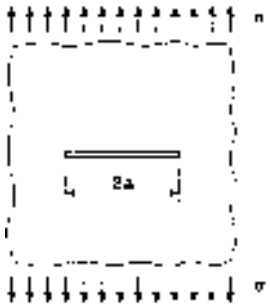
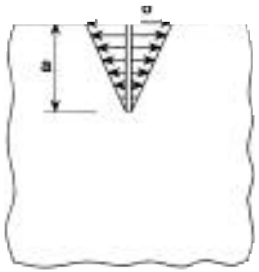
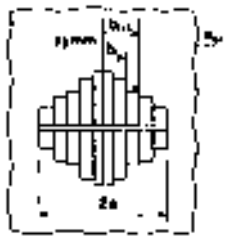
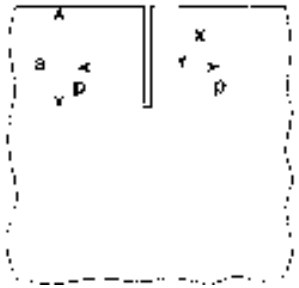
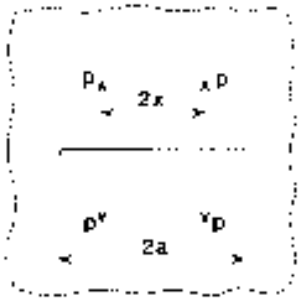
PROBLEMAS DE GRIETAS RECTAS BIDIMENSIONALES	$k_o = \sigma \sqrt{\pi a}$	PROBLEMAS DE GRIETAS AXIALES BIDIMENSIONALES	$k_0 = \sigma \sqrt{\pi a}$
	Tensión de distribución uniforme $K = 1{,}122\ K_o$		$K = K_o$
	Tensión de Variación Lineal $K = 0{,}439\ K_o$		$K = K_o \frac{2}{\pi} \sum_{1}^{n} (\text{arcsen} \frac{b_i + 1}{a} - \text{arcsen} \frac{b_i}{a}) \frac{\sigma_{bi}}{\sigma}$
	Fuerza de corte concentrada $k = \frac{2p\sqrt{a}\,F(x/a)}{\sqrt{\pi(x^2 - a^2)}}$ $F(x/a) = 1{,}30 - 0{,}30(x/a)^{3/2}$		$K = \frac{2p\sqrt{a}}{\sqrt{\pi(x^2 - a^2)}}$

Tabla 1 Algunas Soluciones para los Coeficientes de Intensidad de Tensión

de amplificación de intensidad de tensión, M_t a fin de representar la multiplicación necesaria, en comparación con el resultado, para una grieta de la misma geometría sometida a las mismas tensiones remotas en una chapa lisa pero en ausencia de la soldadura. Tanto en el Welding Institute (TWI) como en el UMIST, se ha llevado a cabo una importante labor para la determinación de las ecuaciones paramétricas para M_t. Los resultados del TWI [10], tienen la siguiente forma:

$$M_t = p\left(\frac{a}{T}\right)^q \qquad (16)$$

donde p y q son constantes para una geometría concreta, pero dependen del ratio de la longitud de la unión de la soldadura en la superficie con respecto al espesor de la chapa principal T.

Los resultados del UMIST también tienen en cuenta el efecto del ángulo de la soldadura y del radio del borde de la soldadura y adoptan la siguiente forma:

$$M_t = C_0 + C_1\left(\ln\frac{a}{T}\right) + C_z\left(\ln\frac{a}{T}\right)^2 + C_3\left(\ln\frac{a}{T}\right)^3 \qquad (17)$$

donde los coeficientes C_i se proporcionan en las ecuaciones paramétricas para la tensión o la flexión, incluyendo el ratio de la longitud de la unión con respecto al espesor, al ángulo de la soldadura y al radio de la soldadura.

Otro caso importante para el análisis de las uniones soldadas es el del coeficiente de intensidad de tensión para la raíz de la zona no penetrada de un cordón de soldadura sometido a una carga de tracción. Al parecer, el único trabajo que se ha realizado sobre este tema es el de Frank y Fisher, cuyos resultados se incluyen en PD 6493 1991 y el de Saket en el UMIST. Los resultados de Saket son los siguientes:

$$K = (2{,}8817\ a/W - 0{,}074)K_{tm} \quad \text{para } 0{,}25<a/W<0{,}45 \qquad (18)$$

donde $W = t_p + 2t_w$, con t_p representando el espesor de la chapa de la unión y t_w el espesor de la garganta del cordón en una cara de la chapa (se asume que hay dos soldaduras) y K_{tm} se obtiene mediante:

$$K_{tm} = \sigma_p\sqrt{W \tan\frac{\pi a}{W}} \qquad (19)$$

donde σ_p es la tensión de tracción remota en la chapa de la unión.

En la tabla 2 se ofrece un resumen de algunos casos de concentraciones de tensiones y de coeficientes del gradiente para grietas localizadas en detalles soldados.

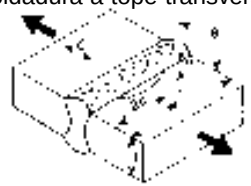
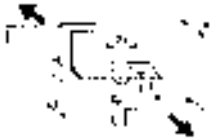
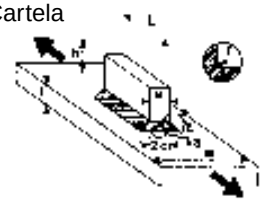
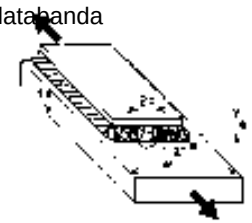
	CASO	COEFICIENTE DE LA CONCENTRACIÓN DE TENSIONES k_t	F_G COEFICIENTE DEL GRADIENTE DE TENSIONES	REFERENCIAS TENSIONES k_t
1	Soldadura a tope transversal 	$K_t = 0{,}615\left[\frac{a}{t}\right]^{-0{,}31}$ para $\frac{a}{t} \leq 0{,}073$ $K_t = 0{,}83\left[\frac{a}{t}\right]^{-0{,}2} \leq 1$ para $\frac{a}{t} > 0{,}073$	Condiciones: σ=180°-θ 135° $\leq \phi$ <180° relleno excesivo del arco de círculo $F_g = \frac{5\,a^{q}}{t}$ donde q = log (11,584 - 0,0588 ϕ)/2,301	Gurney, T.R. Fatigue of welded structures 2nd ed., Cambridge Univ. Press 1979
2	Soldadura de rigidizador transversal (cordones de soldadura sin carga) 	$K_t = 1{,}621 \log \frac{l}{t} + 3{,}963$	$F_G = \frac{K_t}{1 + \frac{a^q}{d}}$ donde a = a/t d = 0,3602 q = 0,2487	Zettlemayer N. and Fisher J.W. Stress gradient and Crack shape effects on stress intensity at welded details Welding Research Supplement, Vol. 56, no. 12, 1977, pp. 393s-398s
3	Cartela 	$K_t = 1{,}115 \log \frac{r}{t} + 0{,}5370 \log \frac{L}{t} + 0{,}1384 \log \frac{h}{t}$ $+ 0{,}2848 \log \frac{e}{t} + 0{,}6801$	$F_G = \frac{K_t}{1 + \frac{a^q}{d}}$ donde a = a/t d = 1,158 q = 0,6051	Zettlemayer N. and Fisher J.W. Stress gradient correction factor for stress intensity at welded gusset plates Welding Research Supplement, Vol. 57, no. 2, 1978, pp. 57s-62s
4	Platabanda 	$K_t = -3{,}539 \log \frac{l}{t} + 1{,}981 \log \frac{e}{t} + 5{,}798$	$F_G = \frac{K_t}{1 + \frac{a^q}{d}}$ donde a = a/t d = 0,1473 q = 0,4398	Zettlemayer N. and Fisher J.W. Stress gradient and crack shape effects on stress intensity at welded details Welding Research Supplement, Vol. 56, no. 12, pp. 393s-398s

Tabla 2 Coeficientes de corrección del gradiente de tensiones y de la distribución de tensiones

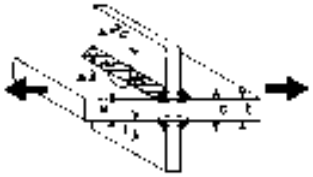
5	Cordones de soldadura transversales con carga 		Condiciones: $0{,}2 \le \lambda \le 1{,}2\,;\, 0 \le \mu \le 0{,}7$ grieta en la raíz de la soldadura $F_G = \dfrac{A_1 + A_2\,\mu}{1 + 2\lambda}$ $A_1 = 0{,}528 + 3{,}287\,\lambda - 4{,}361\lambda^2 +$ $+ 3{,}696\,\lambda^3 - 1{,}875\,\lambda^4 + 0{,}415\,\lambda^5$ $A_2 = 0{,}218 + 2{,}717\,\lambda - 10{,}171\lambda^2 +$ $+ 13{,}122\,\lambda^3 - 7{,}755\,\lambda^4 + 1{,}783\,\lambda^5$ Nota: para grieta en el borde de la soldadura, véase el caso 2	Frank K.H. and Fisher J.W. Fatigue strength of fillet welded cruciform joints Journal of the Structural Division, Vol. 105, no. St 9, 1979, PP. 1727-1740

Tabla 2 Coeficientes de corrección del gradiente de tensiones y de la distribución de tensiones (continuación)

6. EFECTOS DE LA PLASTICIDAD

Tal y como se indicó en la lección 14.10, el efecto de la plasticidad consiste en causar que una grieta real tenga un coeficiente de intensidad de tensión equivalente al de una grieta teórica ligeramente más larga situada en un material elástico. El efecto depende de la magnitud de la zona plástica en el borde de la grieta real. Bajo condiciones de tensión plana, la zona plástica es mayor que bajo condiciones de deformación plana, en las que los efectos de la contención inhiben la fluencia hasta que se alcancen tensiones más elevadas.

Bajo una carga de compresión, si los lados de la grieta se ven obligados a juntarse, se pierde el efecto de la singularidad y el coeficiente de intensidad de tensión es cero, puesto que las fuerzas pueden transmitirse en los apoyos y no es necesario que se dispersen en las proximidades del extremo de la grieta. Uno de los efectos significativos de la plasticidad en la fatiga se produce sobre la ocurrencia del comportamiento del cierre de la grieta cuando los lados de ésta se juntan y la tensión de compresión se transmite en los apoyos. La plasticidad permite que la grieta se estire hasta abrirse de manera que, al quitar la carga, las superficies originales de la grieta se mantengan separadas. No obstante, a medida que la grieta se propaga a través de la zona plástica bajo una carga de fatiga, el material estirado de la zona plástica forma una huella en los lados de la grieta. Estas regiones rellenan el hueco al quitar la carga a pesar del estiramiento producido en borde. El resultado neto consiste en que la grieta se cierra sobre sí misma en algún momento de la secuencia de descarga de un ciclo de fatiga y no se reabre hasta que se vuelve a alcanzar la misma carga durante la recarga. Puesto que no hay un coeficiente de intensidad de tensión cuando la grieta está cerrada, los daños por fatiga únicamente se producen cuando los lados de la grieta se separan de nuevo. Esto da pie al concepto de un coeficiente de intensidad de tensión efectivo que se obtiene mediante:

$$\Delta K_{eff} = U.\Delta K \qquad (20)$$

donde U es un coeficiente que depende del ratio de las tensiones R y de la resistencia a la fluencia durante los efectos del cierre de la grieta.

7. RESUMEN FINAL

- En muchos casos, resulta posible calcular los coeficientes de intensidad de tensión a partir de soluciones conocidas o de ecuaciones paramétricas que es posible encontrar en manuales publicados, en combinación con coeficientes de ajuste o de corrección según sea necesario.

- Cuando resulte necesario determinar los coeficientes de intensidad de tensión sin contar con ninguna información previa, esto puede hacerse utilizando los métodos de la función de peso o utilizando el análisis de los elementos finitos del cuerpo fracturado.

- Para el método de la función de peso, es necesario disponer de los resultados de la determinación de las tensiones del cuerpo libre de grietas y aplicar la distribución de las tensiones para este caso como tracciones en las superficies de la grieta, resumiendo sus efectos haciendo uso de la función del peso apropiada para determinar el coeficiente de intensidad de tensión en cualquier posición necesaria.

- Para el análisis de elementos finitos del cuerpo fracturado, es preferible utilizar elementos especiales del borde de la grieta para hacer frente a la singularidad de la tensión en el borde y utilizar métodos para el cálculo del coeficiente de intensidad de tensión basados en estimaciones de la densidad de energía remota, o en desplazamientos en el interior de la grieta, en lugar de los gradientes de tensión presentes delante de la grieta.

- Se ha descrito el método M_t para la resolución de los coeficientes de intensidad de tensión en los bordes de las soldaduras y se ha llamado la atención hacia la necesidad de disponer de soluciones, por lo menos para el punto más profundo y para los extremos de la grieta, cuando se emprenden estudios sobre la propagación de la grieta, con el fin de que resulte posible considerar las modificaciones que se producen en el perfil de la grieta a medida que ésta se propaga.

8. BIBLIOGRAFÍA

[1] Sih G.C. Handbook of stress intensity factors, Lehigh University, Bethlehem, Pennsylvania, USA, 1973.

[2] Albrecht P. and Yamada K. Rapid calculation of stress intensity factors, Journal of the Struct. Div., ASCE, Proc. 12742, Vol 103, No. St.2, 1977.

[3] Core M. and Burns D.J. Estimation of stress intensity factors for irregular cracks subject to arbitrary normal stress fields, Proc. 4th International Conference on Pressure Vessel Technology, I.Mech.E., London, Vol. 1, pp 139-147, 1980.

[4] Gifford L.N., Hilton P.D. Stress Intensity Factors by Enriched Finite Elements Engineering Fracture Mechanics, Vol. 10, pp 485-496, 1978.

[5] Tada H, Paris P and Irwin G.R. The stress analysis of cracks handbook, Del Research Corporation, Hellertown, Pa., USA, 1973.

[6] Rooke D.P. and Cartwright D.J. Compendium of stress intensity factors, HMSO, London, 1976.

[7] Rooke D.P., Baratte F.I. and Cartwright D.J. Simple methods of determining stress intensity factors, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 14, 1981.

[8] Labbens R., Pellisier-Tanon a. and Heliot J. Practical methods for calculating stress intensity factors through weight functions. Mechanics of crack growth, ASTM STP 590, 1976.

[9] Raju I.S. and Newman J.C. Stress intensity factors for a wide range of semi-elliptical surface cracks in finite thickness plates. Eng. Fract. Mech. Vol. 11, pp 817-829, 1979.

[10] PD 6493, Guidance on methods for assessing the acceptability of flaws in fusion welded structures. BSI London, 2nd edition, 1991.

APÉNDICE

EJEMPLO NUMÉRICO

Calcular el coeficiente de intensidad de tensión relacionado con un perfil de grieta semielíptico localizado en el borde de una soldadura de punta en una platabanda (figura 9)

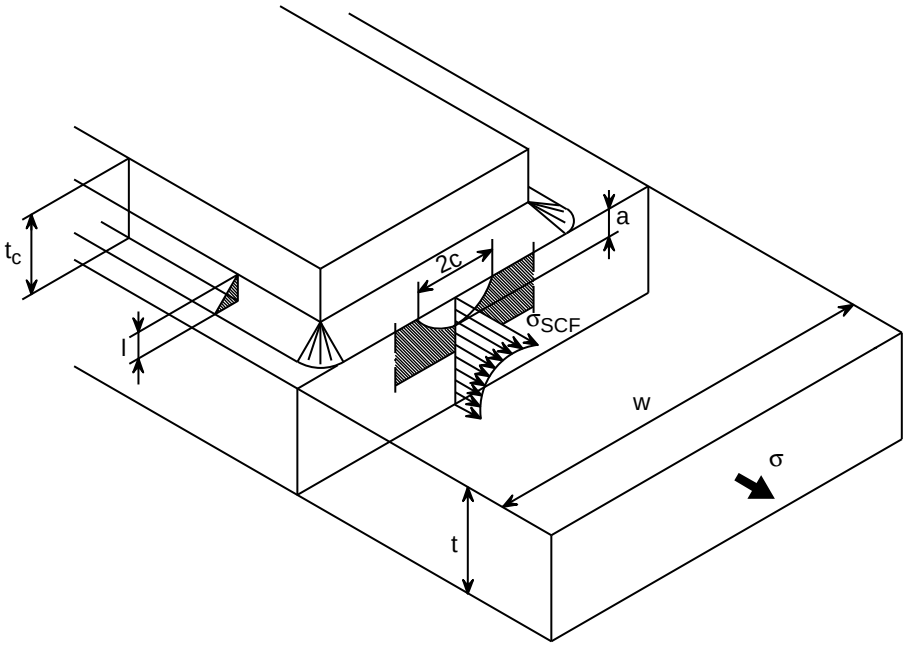


Figura 9 Detalle con platabanda

Datos Numéricos

profundidad de la grieta, a = 3 mm
anchura de la grieta, c = 8 mm
ángulo del flanco de la soldadura θ = 45°
cateto de la soldadura = 15 mm
espesor del ala = 40 mm
anchura del ala = 60 mm
espesor de la platabanda = 25 mm
tensión de tracción nominal σ_{max} = 300 N/mm^2

Cálculo

(a) Gradiente de la Tensión

$$k_t = -3{,}539 \log\left[\frac{15}{40}\right] + 1{,}981 \log\left[\frac{25}{40}\right] + 5{,}798 = 6{,}901$$ (Véase la tabla 2)

(b) Coeficiente de Corrección del Gradiente de la Tensión

$$F_G = 6{,}9\,[1 + (3/40)^{0{,}4348} / 0{,}1473]^1 = 2{,}156$$ (Véase la tabla 2)

(c) Coeficiente de Corrección de la Superficie Libre

$$F_s = 1 + 0{,}12\left[1 - \frac{3}{4}\right] + 1{,}03$$

(d) Coeficiente de Corrección de la Dimensión Finita

$F_D = 1$

(e) Coeficiente de Corrección de la Superficie Libre

$$F_s = 1/(1{,}0 + 1{,}464\left[\frac{3}{4}\right]^{1{,}65})^{0{,}5} = 0{,}7234$$

(f) Plasticidad Local en el Borde de la Grieta

F_p = ^ (sin que se considere corrección para la plasticidad local)

$$K_i = F_S \cdot F_D \cdot F_S \cdot F_p \cdot F_G\, \sigma \sqrt{\pi \cdot a}$$

$$= 1{,}03 \cdot 1 \cdot 0{,}7234 \cdot 2{,}156 \cdot 300 \sqrt{\pi \cdot 3}$$

$$= 4{,}932 \cdot 300 = 1479{,}6\ \mathrm{Nmm}^{-3/2} = 46{,}8\ \mathrm{MPa}\sqrt{\mathrm{m}}$$

$$K_i = 46{,}8\ \mathrm{MPa}\sqrt{\mathrm{m}}$$

ESDEP TOMO 14
DISEÑO PARA FATIGA

Lección 14.13: Mecánica de la Fractura Aplicada a la Fatiga

OBJETIVOS/CONTENIDO

Resumir los factores principales que afectan a la resistencia a la fatiga, en contraposición a la resistencia estática, de las uniones soldadas e ilustrar el método para efectuar una comprobación de la fatiga.

CONOCIMIENTOS PREVIOS

Lección 14.10: Fundamentos de la Mecánica de la Fractura

Lección 14.11: Análisis de Tensiones en Cuerpos Fracturados

Lección 14.12: Determinación de los Factores de Intensidad de Tensión

LECCIONES AFINES

Lección 14.14: Mecánica de la Fractura: Aplicaciones en Ingeniería Industrial

Lección 14.15: Mecánica de la Fractura Aplicada Ad Hoc

RESUMEN

Tras la diferenciación de los aspectos de la iniciación y de la propagación del comportamiento de fatiga, la lección introduce la ley de Paris que describe la velocidad de propagación de la grieta en términos del coeficiente de intensidad de tensión. Se describe la integración de la ley de Paris con el fin de obtener la vida para la propagación de la grieta, desde la magnitud inicial a la final, para una carga de amplitud constante, y a continuación se amplía a la carga de amplitud variable, con el objeto de demostrar la consistencia con la ley de Miner. Se describen los efectos del comportamiento umbral, de las tensiones residuales y del coeficiente de intensidad de tensión efectivo sobre el comportamiento del cierre de la grieta.

1. INTRODUCCIÓN

Cuando un componente o un elemento estructural se ve sometido a fluctuaciones de la tensión, es posible que se produzca el desarrollo de la grieta de fatiga. Las grietas de fatiga se propagan lentamente, produciéndose generalmente un incremento de la propagación de la grieta muy reducido en cada ciclo y con poca o ninguna evidencia de deformación plástica. Las grietas pueden continuar su propagación hasta causar el agotamiento total del componente, barra o estructura mediante una rotura rápida, un colapso plástico u otro modo que impida que se efectúen las labores de servicio.

En ensayos de laboratorio efectuados sobre probetas lisas pulidas, cada una de las fluctuaciones de tensión produce un movimiento de dislocaciones hasta que algunos planos de deslizamiento se entrelazan y se producen protuberancias por deslizamiento. Algunas autoridades describen la formación de bandas de deslizamiento persistentes como Etapa 1 y el desarrollo de protuberancias y grietas minúsculas como Etapa 2. La Etapa 3 consiste en el desarrollo adicional de estas grietas hasta convertirse en grietas macroscópicas y en su subsiguiente propagación.

Las etapas previas a la formación de una grieta macroscópica representan la vida de iniciación del componente, mientras que el resto de la vida, tras la formación de una grieta de este tipo, es la vida de propagación. Por lo tanto, normalmente la vida a la fatiga global de un componente es como se indica a continuación:

Vida total = Vida de iniciación + vida de propagación

En aquellos casos en los que las grietas iniciales están presentes, la vida de iniciación desaparece y la propagación de la grieta ocupa la totalidad de la vida, desde la magnitud inicial hasta una magnitud final que se determina, bien mediante una rotura instantánea o mediante un colapso plástico de la sección transversal remanente. En algunas aplicaciones, la presencia de defectos con forma de grieta iniciales es inherente al proceso de fabricación. Un caso de especial importancia al que puede aplicarse lo anterior lo constituyen las estructuras soldadas en las que se producen minúsculas intrusiones de escoria, de una profundidad del orden de 0,1 a 0,4 mm en la zona parcialmente fundida del borde de la soldadura. En vista de lo anterior, el comportamiento ante la fatiga de las uniones soldadas está dominado por la vida de propagación.

Tal y como se indicó en la lección 14.11, la mecánica de la fractura se ocupa del análisis de los rangos de tensión del borde de la grieta y de sus efectos sobre los mecanismos de agotamiento. La aplicación de la mecánica de la fractura al comportamiento ante la fatiga está relacionada con la vida de propagación, puesto que es únicamente durante esta etapa cuando aparecen grietas macroscópicas. Así pues, en aquellas situaciones en las que no hay defectos iniciales presentes, es posible utilizar los análisis de la mecánica de la fractura para calcular la parte de propagación de la vida total a partir de una magnitud hipotética del defecto inicial y final. Entonces también resulta necesario calcular la vida de iniciación y sumársela a la vida de propagación con el fin de obtener un cálculo de la vida total. No obstante, en las estructuras soldadas, la vida de propagación proporciona una buena estimación de la vida total, siempre y cuando se parta de hipótesis realistas con respecto a la magnitud inicial y final de la grieta.

2. COMPORTAMIENTO DE LA PROPAGACIÓN DE LA GRIETA EN LA MECÁNICA DE LA FRACTURA

P. C. Paris fue el primero en presentar la propuesta, como parte de su trabajo de investigación, de que la velocidad de propagación de la grieta por ciclo debería estar controlada por el campo del coeficiente de intensidad de tensión del ciclo. La relación general, hoy en día conocida universalmente como la ley de Paris adopta la forma que se indica a continuación:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \qquad (1)$$

donde:

- da/dN — es la velocidad de propagación de la grieta por ciclo
- ΔK — es el rango del coeficiente de intensidad de tensión en el borde de la grieta
- C y m — son constantes del material (aunque no necesariamente constantes en realidad)

El trabajo experimental para la investigación de la relación entre la velocidad de la propagación de la grieta de fatiga y el rango del coeficiente de intensidad de tensión puede presentarse en un gráfico de da/N frente a ΔK. En general, un gráfico de este tipo en una escala logarítmica muestra tres regiones. En el extremo inferior existe una zona umbral de ΔK por debajo de la cual las grietas no se propagan. Este valor umbral, ΔK_m depende tanto de la tensión media como de las condiciones de contorno. En el extremo superior del gráfico, la velocidad de propagación de la fatiga puede aumentar si el extremo superior del coeficiente de intensidad de tensión aplicado se aproxima a la tenacidad del material. Normalmente, en las escalas logarítmicas el gráfico es lineal. Si se toman logaritmos de ambos lados de la ecuación (1) puede observarse que esto predice que log da/dN debería ser proporcional a log ΔK, de manera que la pendiente de la línea recta es la constante m y la posición de la línea está determinada por una constante C. Por lo tanto, las predicciones de la ley de Paris se ven confirmadas experimentalmente para la zona central del comportamiento, tal y como se muestra en la figura 1.

Se han llevado a cabo varios intentos para ampliar la validez de la ley de Paris con el fin de cubrir la totalidad de los comportamientos. Algunos de estos intentos se discutirán más adelante. Es posible determinar una gran cantidad de valiosos resultados mediante la utilización de la sencilla ley de Paris, sin las complicaciones de otras propuestas. Estos aspectos se examinarán en primer lugar.

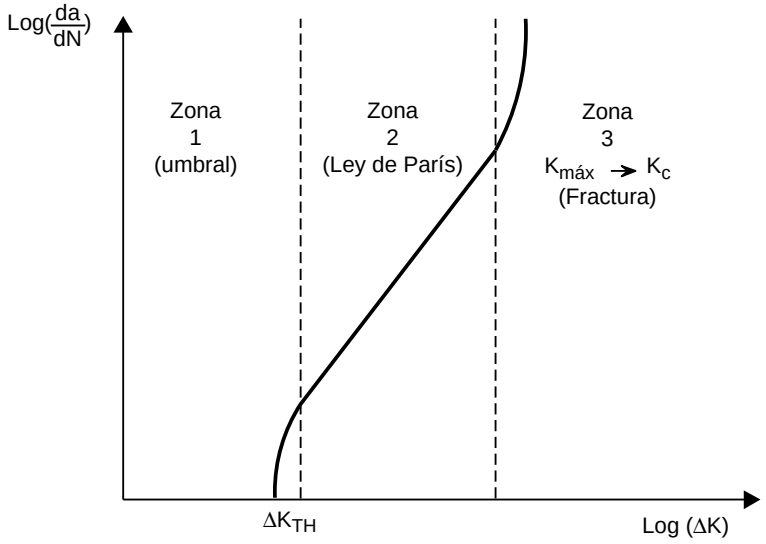


Figura 1 Comportamiento de propagación de una fisura de fatiga según la mecánica de la fractura

Para distintos materiales y condiciones, se observa que el exponente de la ley de la propagación de grieta m adopta valores entre 2,6 y 3,6. Un valor típico que se adopta con frecuencia para los aceros de construcción es m = 3,0. El valor correspondiente de C para la propagación de la grieta de los aceros en el aire es de aproximadamente $2{,}0 \times 10^{-13}$ en unidades $N/mm^{-3/2}$, lo que proporciona la velocidad de la propagación de la grieta en mm/ciclo. (El valor equivalente de C en unidades MPa $\sqrt{m}$ es $6{,}32 \times 10^{-15}$ para ΔK en las mismas unidades, proporcionando da/dN en m/ciclo).

3. DETERMINACIÓN DE LA VIDA BAJO AMPLITUD CONSTANTE

Para el caso simple de una grieta axial de una longitud 2a localizada en una chapa infinita sometida a un rango de tensión de tracción fluctuante $\Delta\sigma$, el coeficiente de intensidad de tensión se obtiene mediante:

$$\Delta K = \Delta\sigma \sqrt{\pi a} \qquad (2)$$

Introduciendo este valor en la expresión de la ley de Paris se obtiene el siguiente resultado:

$$\frac{da}{dN} = C\,(\Delta\sigma \sqrt{\pi a})^m \qquad (3)$$

Es posible reformular esta expresión como una ecuación diferencial simple de la siguiente forma:

$$\frac{da}{a^{\frac{m}{2}}} = \Delta\sigma\,(S\sqrt{\pi})^m\, dN \qquad (4)$$

Esta expresión puede integrarse directamente y, por ejemplo, en el caso de m = 3, se obtiene:

$$\frac{-2}{\sqrt{a}}\Big|_{a_i}^{a_f} = \Delta\sigma\,(S\sqrt{\pi})^3\, N \qquad (5)$$

Para una magnitud inicial y final de la grieta y propiedades del material concretas, esto es equivalente a:

$$S^3 N = \text{Constante} \qquad (6)$$

La utilización de este enfoque se muestra en el Ejemplo 1, que se ofrece a continuación.

Ejemplo 1

Problema: una chapa de gran espesor tiene una grieta superficial alargada de una altura de 2 mm, perpendicular a la superficie y a las tensiones fluctuantes aplicadas con un campo de 100N7 mm^2. Partiendo de la hipótesis de que la ley de Paris es válida con $C = 2 \times 10^{-13}$ y m = 3, determinar la vida necesaria para que la grieta pueda propagarse a una altura de 10 mm.

Solución: la integración de la ley de Paris, de la misma manera que se hizo en la ecuación (5), proporciona:

$$\left[-\frac{2}{\sqrt{a}^2}\right]^{10} = 2 \times 10^{-13}\,(1{,}12 \times 100 \times \sqrt{\pi})^3 \times N \qquad (7)$$

por lo tanto:

$$N = \frac{0{,}782}{2 \times 10^{-13} \times 198{,}5^3} = 500{,}000 \text{ ciclos} \qquad (8)$$

Debe tenerse en cuenta que el análisis anterior tan sólo es estrictamente válido para el caso de la grieta superficial situada en una chapa infinita. En las geometrías finitas reales, la expresión para el coeficiente de intensidad de tensión incluye el coeficiente Y que puede ser en sí mismo una función de las dimensiones de la magnitud de la grieta a. Esto efectúa la integración de la parte izquierda de la ecuación (4), que se convierte en:

$$\frac{da}{(Y\sqrt{a})^m} = C\,(\Delta\sigma\sqrt{\pi})^m\, dN \qquad (9)$$

Las curvas S-N diseñadas para los detalles soldados tienen, en efecto, la forma de la ecuación (6), con una variación de la constante para geometrías diferentes (equivalente a diferentes valores de Y).

En el caso de las geometrías de los bordes de las soldaduras, la amplificación del coeficiente de intensidad de tensión que se produce con la aparición de profundidades de grieta de hasta el 20% del espesor puede representarse mediante el término M_k, donde:

$$\Delta K = M_k\, \Delta\sigma Y_u \sqrt{\pi a} \qquad (10)$$

e Y_u es el valor apropiado de Y para una grieta del mismo perfil en una chapa libre de efectos de concentración de tensiones.

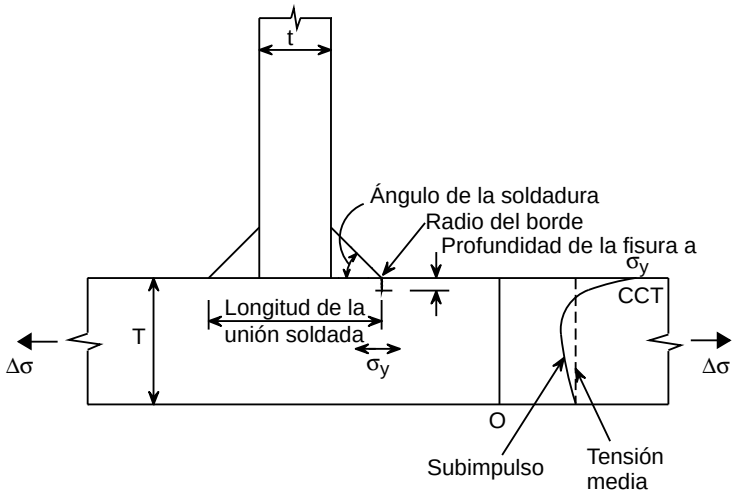


Figura 2 Geometría del borde de la soldadura y distribución de las tensiones en el plano de la fisura

La investigación llevada a cabo en el Welding Institute y en el UMIST en el Reino Unido ha proporcionado ecuaciones paramétricas para M_k en términos del ratio longitud/anchura de la unión de soldadura, ángulo de la soldadura y radio del borde de la soldadura. Estas ecuaciones tienen la forma que se muestra en la figura 2. Una expresión aproximada para M_k es la siguiente:

$$M_k = p \left(\frac{a}{T}\right)^q \qquad (11)$$

donde p y q son constantes que dependen de la geometría de la soldadura detallada. En los trabajos del UMIST se han derivado expresiones más complejas para M_k que tienen en cuanta los tres parámetros de la geometría del borde de la soldadura. Estos trabajos también han mostrado la necesidad de un coeficiente/coeficiente de corrección adicional, que tenga en cuenta el ratio del aspecto del perfil de la soldadura y el efecto de "subimpulso" de la distribución de tensiones a través del espesor que resulta necesario como compensación frente a la concentración de tensiones en la superficie, tal y como se muestra en la figura 2.

Siempre y cuando el efecto global de la geometría pueda expresarse en forma de ecuaciones paramétricas, la integral de propagación de la grieta de la ecuación (9) puede evaluarse numéricamente en etapas incrementales. Además, puesto que el coeficiente de intensidad de tensión varía a lo largo del perímetro del frente de la grieta de una grieta superficial semielíptica, y la velocidad de propagación de la grieta depende de $(\Delta K)^m$, es posible observar que la grieta se propagará a diferentes velocidades en las diferentes posiciones de su perímetro. Debido a ello, el perfil de la grieta se modifica a medida que ésta se propaga. Es necesario, por lo tanto, efectuar una revaluación incremental del coeficiente de intensidad de tensión debido tanto a propagación de la grieta como a la modificación de su perfil. Varios investigadores han desarrollado programas informáticos para evaluar progresivamente la integral de la propagación de la grieta para diferentes aplicaciones geométricas, y han observado una concordancia satisfactoria con los datos experimentales. La utilidad de este enfoque consiste en su capacidad para evaluar un amplio campo de efectos geométricos y predecir la importancia de las imperfecciones y de los defectos para el rendimiento ante la fatiga.

4. CARGA DE AMPLITUD VARIABLE

Carga en bloque secuencial

Consideremos la propagación de una grieta de fatiga bajo una secuencia de bloques de diferentes niveles de carga de amplitud constante, tal y como se muestra en la figura 3. La grieta se propaga desde una magnitud a_0 a a_1 bajo n_1 ciclos de un rango de tensión $\Delta\sigma_1$, desde a_1 a a_2 bajo n_2 ciclos de un rango de tensión $\Delta\sigma_2$, desde a_2 a a_3 bajo n_3 ciclos de un rango de tensión $\Delta\sigma_3$, etc., hasta el bloque final de ciclos m_f a un rango de tensión $\Delta\sigma_f$ que lleva la grieta hasta su magnitud final a_f. La propagación de la grieta para cada etapa se describirá mediante las siguientes ecuaciones:

$$\int_{a_0}^{a_1} \frac{da}{\sqrt{a}} = C(\sqrt{\pi})^3 \Delta\sigma_1^3 n_1 \qquad (12)$$

$$\int_{a_1}^{a_2} \frac{da}{\sqrt{a}} = C(\sqrt{\pi})^3 \Delta\sigma_2^3 n_2 \qquad (13)$$

$$\int_{a_2}^{a_3} \frac{da}{\sqrt{a}} = C(\sqrt{\pi})^3 \Delta\sigma_3^3 n_3 \qquad (14)$$

$$\int_{a_{f-1}}^{a_f} \frac{da}{\sqrt{a}} = C(\sqrt{\pi})^3 \Delta\sigma_f^3 n_f \qquad (15)$$

etc.

El examen de estas ecuaciones demuestra que, en los términos de la parte izquierda, el límite superior para una integral es el mismo que el límite inferior para la siguiente integral, puesto que representan el tamaño de la grieta en el cambio de un bloque de carga al siguiente. Si se suman todas las ecuaciones juntas, todos los límites intermedios de la parte izquierda se anulan y se obtiene la siguiente ecuación:

$$\int_{a_f}^{a_0} \frac{da}{\sqrt{a}} = C(\sqrt{\pi})^3 (\Delta\sigma_1^3 n_1 + \Delta\sigma_2^3 n_2 + \Delta\sigma_3^3 n_3 + \ldots + \Delta\sigma_f^3 n_f \qquad (16)$$

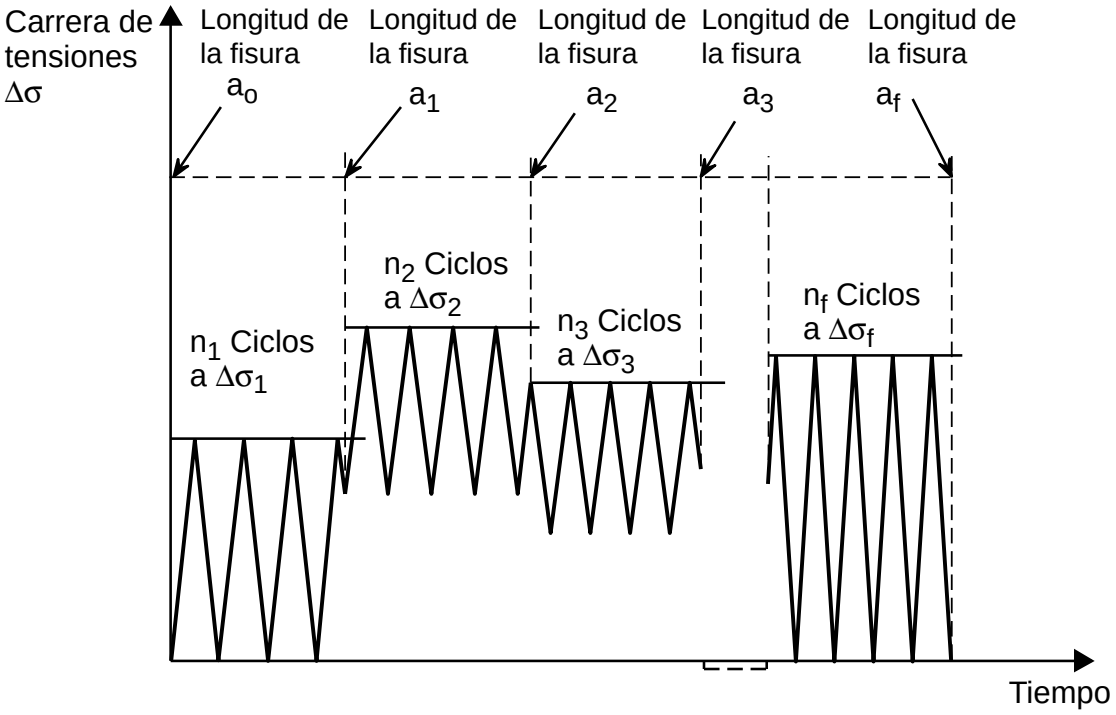


Figura 3 Secuencia de cargas en bloque

Si cada uno de los diferentes bloques de rangos de tensión se hubiera aplicado en forma de carga de amplitud constante, hasta causar la propagación de la grieta desde su magnitud inicial a_0 hasta su magnitud final a_f, con vidas N_i correspondientes a rangos de tensión $\Delta\sigma_i$, las ecuaciones de la propagación de la grieta serían:

$$\int_{a_0}^{a_f} \frac{da}{\sqrt{a}} = C(\sqrt{\pi})^3(\Delta\sigma_1{}^3N_1 = C(\sqrt{\pi})^3\Delta\sigma_2{}^3N_2 =$$

$$C(\sqrt{\pi})^3\Delta\sigma_3{}^3N_3 =... = C(\sqrt{\pi})^3\,\Delta\sigma_f{}^3\,N_f \qquad (17)$$

Si la ecuación (14) se divide por la ecuación (15) utilizando el término apropiado de la parte derecha de la ecuación (15) que contiene la misma $\Delta\sigma_i$ que los términos sucesivos de la ecuación (14), el resultado es la conocida relación lineal de los daños, la ley de Miner:

$$\frac{n_1}{N_1} + \frac{n_2}{N_2} + \frac{n_3}{N_3} + ... + \frac{n_f}{N_f} = 1$$

Debe tenerse en cuenta que esta versión de la mecánica de la fractura de la Ley de Miner se ha determinado en base a la hipótesis de que no se produce interacción entre los bloques sucesivos de carga a diferentes rangos de tensión y sin tener en cuenta los efectos de la tensión media o del ratio de la tensión sobre las constantes de propagación de la grieta para cada bloque de carga. No obstante, en principio, es posible reducir la longitud de cada bloque a un único ciclo, de manera que el análisis predice que la Ley de Miner debería resultar válida para una carga de amplitud variable aleatoria. El hecho de que en la práctica se observen efectos de retraso significativos en los casos de sobrecarga ocasional y efectos de aceleración en los de carga reducida, y que los resultados de la suma de daños de la Ley de Miner que difieren de manera importante de 1 se obtengan con frecuencia para diferentes espectros de carga, sugieren que algunas de las hipótesis subyacentes del análisis de la mecánica de la fractura no son válidas. En realidad es posible tener en cuenta estos efectos en algunos análisis de la mecánica de la fractura más sofisticados considerando el cierre de la grieta y los efectos de la plasticidad.

Ejemplo 2

Problema: La chapa del ejemplo 1 con una grieta alargada inicial de una altura de 2 mm se ve sometida a la siguiente combinación de rangos de tensión y ciclos bajo carga de amplitud variable durante un período de cinco años. Asumiendo que la Ley de Paris es válida, con constantes $C = 2 \times 10^{-13}$ y $m = 3$ determinar la altura final de la grieta una vez que se hayan aplicado todos los ciclos.

Rango de tensión N/mm^2	Número de ciclos al año
120	10^2
100	10^3
80	10^4
60	10^5
40	10^6
20	10^7

Solución: la integración de la ecuación (16) proporciona los siguientes resultados:

$$\left[-\frac{2}{\sqrt{a}^{\,2}}\right]_2^{a_f} = 1{,}114 \times 10^{-12}\,(120^3 \times 10^2 + 100^3 \times 10^3 + 80^3 \times 10^4 - 60^3 \times 10^5 + 40^3 \times 10^6 + 20^3 \times 10^7) \times 5 \qquad (19)$$

por lo tanto:

$$-\frac{2}{\sqrt{a_f}} + \frac{2}{\sqrt{2}} = 2 \times 10^{-13} \times 5{,}568 \times 1{,}7189 \times 10'' = 0{,}957 \qquad (20)$$

por lo tanto a_f = 19,16 mm.

5. EFECTOS UMBRAL

En el caso de carga de amplitud constante, los efectos umbral son directos; si el campo del coeficiente de intensidad de tensión aplicada es inferior al valor umbral, la velocidad de propagación de la grieta es cero. Cuando se tiene en cuenta la magnitud inherente del defecto o imperfección inicial asociada a un material y geometría de fabricación particular, es posible observar que el coeficiente de intensidad de tensión umbral corresponderá a un nivel de tensión del límite de fatiga por debajo del cual no se propagarán las grietas. En vista de esto, una vez más el enfoque de la fractura y el de S-N convencional coinciden.

En el caso de carga de amplitud variable, los efectos del umbral revisten una mayor complejidad. En las longitudes de grieta cortas, es posible que los rangos de tensión inferiores sean insuficientes para hacer que el coeficiente de intensidad de tensión supere el umbral, pero puede que los rangos de tensión mayores sean suficientes para hacer que se produzca la propagación de la grieta. A medida que la grieta aumenta de longitud bajo la acción de los rangos de tensión mayores, también aumenta el coeficiente de intensidad de tensión debido a los rangos de tensión menores. Estos rangos de tensión menores irán activándose progresivamente para empezar a impulsar la grieta. En ese momento resulta necesario calcular la longitud de la grieta a la que cada una de los rangos de tensión se activa y efectuar la integración de la propagación de la grieta entre los límites para cada una de estas etapas haciendo uso de la serie apropiada de rangos de tensión activas, tal y como se muestra en el Ejemplo 3.

Ejemplo 3

Problema: en el caso de la chapa y de la carga del Ejemplo 2, el coeficiente de intensidad de tensión umbral es de 100 N/mm$^{-3/2}$ y la carga se aplica durante un período de ocho años. Determinar las magnitudes de la grieta a la que los diferentes niveles de tensión se activan, así como la magnitud de la grieta final resultante, contando con los efectos umbral.

Solución: para determinar las magnitudes de la grieta a las que los diferentes niveles de tensión se activan es necesario utilizar la ecuación:

$$\Delta K_{th} = \Delta K_{th} = 1{,}12\, \Delta\sigma \sqrt{\pi a_i} \qquad (21)$$

Esta ecuación proporciona los siguientes resultados para los rangos de tensión en cuestión, con un valor umbral de 100 N/mm$^{-3/2}$.

Rango de tensión N/mm^2	Magnitud de la grieta umbral mm
120	0,18
100	0,25
80	0,40
60	0,70
40	1,58
20	6,34

A partir de la tabla anterior resulta posible observar que, en el caso de una grieta inicial de 2 mm, todos los rangos de tensión de 40 N/mm^2 y superiores superan el umbral desde el principio, mientras que el rango de tensión de 20 N/mm^2 no se hace efectiva hasta que la grieta ha alcanzado un tamaño de 6,34 mm. Ahora es necesario dividir la integración de la propagación de la grieta en dos etapas, de 2 mm a 6,34 mm y de 6,34 mm hasta la magnitud final. Esto se hace así:

$$\left[-\frac{2}{\sqrt{a}}\right]_2^{6,34} = 1{,}114 \times 10^{-12} (120^3 \times 10^2 + 100^3 \times 10^3 + 80^3 \times 10^4 + 60^3 \times 10^5 + 40^3 \times 10^6)\, xy \qquad (22)$$

donde y es el número de años necesarios para que la grieta se propague hasta 6,34 mm bajo los rangos de tensión de 40 N/mm^2 y superiores. La solución a esta ecuación proporciona un resultado de y = 6,05 años. Para la vida total de 8 años, el resto de la vida para la segunda etapa, con todos los rangos de tensión actuando, es de 1,95 años. Entonces el comportamiento de la propagación de la grieta integrado se convierte en:

$$\left[-\frac{2}{\sqrt{a}}\right]_{6,34}^{a_f} = 1,114 \times 10^{-12} (120^3 \times 10^2 + 100^3 \times 10^3 + 80^3 \times 10^4 + 60^3 \times 10^5 + 40^3 \times 10^6 + 20^3 \times 10^7)\ 1,95 \qquad (23)$$

Esto conduce a una magnitud final de la grieta de 22,5 mm. El efecto del umbral ha consistido en eliminar los daños causados por el rango de tensión menor hasta que la grieta ha alcanzado 6,34 mm y, por lo tanto, ampliar la vida para la propagación de la grieta hasta el orden de 20 mm de 5 a 8 años.

6. EFECTOS DE LAS TENSIONES RESIDUALES

Las tensiones residuales son una consecuencia inevitable de varios procedimientos y procesos del trabajo de taller y tienen una importancia especial en las estructuras metálicas soldadas. Producen efectos significativos tanto sobre la rotura como sobre la fatiga. El efecto sobre la fatiga consiste en modificar localmente la tensión media y el ratio de tensiones en la soldadura en comparación con las condiciones de la carga aplicada. Por lo tanto, en una unión soldada en la que con frecuencia las tensiones residuales se encuentran en un nivel de fluencia a tracción, la carga de fatiga de amplitud constante produce tensiones reales en la soldadura que presentan ciclos descendentes, desde la resistencia a la fluencia, mediante la magnitud del rango de tensión aplicada. Si la carga aplicada incluye tensiones en la zona a compresión o que produzcan el cierre de la grieta, de manera que una parte de el rango de tensión no cause daños, el efecto de las tensiones residuales consiste en mantener la grieta abierta de modo que la totalidad del rango de tensión ocasiona daños. No obstante, es posible que la grieta, a medida que en su propagación se aleja de la soldadura, abandone la zona de la tensión residual a tracción y se adentre en una zona a compresión. En estas circunstancias, parte del rango de tensión aplicada no será efectiva. Para hacer frente a este tipo de situaciones, resulta útil utilizar las ecuaciones de la propagación de la grieta de la mecánica de la fractura, con un campo del coeficiente de intensidad de tensión “efectivo” que tenga en cuenta los efectos del cierre de la grieta, así como dividir la propagación de la grieta en etapas definidas por las magnitudes de la grieta en las que el campo del coeficiente de la tensión efectivo se modifica debido a que el borde de la grieta se adentra en zonas de tensiones residuales diferentes.

7. RESUMEN FINAL

- Generalmente, la vida a la fatiga total de un componente está compuesta por una vida de iniciación para la formación de una grieta y por una vida de propagación hasta alcanzar la magnitud final, determinada por la rotura instantánea o por el colapso plástico de la sección transversal remanente.

- La Ley de Paris describe la velocidad de propagación de la grieta en términos del campo del coeficiente de intensidad de tensión.

- Mediante la utilización de la Ley de Paris, es posible calcular la vida para la propagación de la grieta desde la magnitud inicial a la final, tanto en el caso de carga de amplitud constante como en el de carga de amplitud variable. La Ley de Paris se muestra consistente con la Ley de Miner.

- El comportamiento ante la fatiga está influido por los efectos umbral, las tensiones residuales y el coeficiente de intensidad de tensión efectivo.

ESDEP TOMO 14
DISEÑO PARA FATIGA

Lección 14.14: Mecánica de la Fractura: Aplicaciones en Ingeniería Estructural

OBJETIVOS/CONTENIDO

Introducción a los conceptos del diseño en presencia de daños estructurales, así como a las metodologías para la predicción de la vida.

CONOCIMIENTOS PREVIOS

Ninguno

LECCIONES AFINES

Lección 14.7: Análisis de la Confianza y los Factores de Seguridad Aplicados al Diseño de la Fatiga

Lección 14.10: Fundamentos de la Mecánica de la Fractura

Lección 14.12: Determinación de los Factores de Intensidad de Tensión

RESUMEN

Se introducen y discuten brevemente los conceptos básicos de la seguridad, durabilidad y confianza, con referencia a aplicaciones de la técnica de la construcción. Se presentan las bases sobre las que se asienta el diseño seguro ante el agotamiento y seguro para su uso. Se presentan y discuten brevemente los parámetros principales que es necesario tener en cuenta para la predicción de la vida a la fatiga.

1. SEGURIDAD, DURABILIDAD Y CONFIANZA

1.1 Introducción a los Conceptos de Seguridad y Resistencia

Si un elemento de construcción o una unión se ven sometidos a una carga variable cíclicamente, es posible que se produzca el agotamiento tras un cierto número de aplicaciones de la carga, incluso si la tensión máxima nominal de un único ciclo es muy inferior a la tensión de fluencia, bien sea del material o del metal de la soldadura o del método de unión.

Es posible que, de hecho, una grieta se inicie en alguna discontinuidad mecánica o metalúrgica (concentración de tensiones) y que se propague a través del material con las repeticiones sucesivas de la carga, hasta que la parte afectada pierda su capacidad para soportar la carga. Este mecanismo de agotamiento se conoce como “fatiga”.

Muchos agotamientos de estructuras de ingeniería se atribuyen a las consecuencias de grietas preexistentes o de discontinuidades con forma de grieta. Desgraciadamente, los modelos de diseño normalizados para vigas, pilares y vigas de celosía que utilizan la determinación de las tensiones y los métodos de la resistencia de los materiales convencionales no son capaces de evaluar los efectos de las grietas en los elementos estructurales. Los principios de la mecánica de la fractura permiten que se proceda a una evaluación más racional de las estructuras que contienen grietas.

En un principio, la mayor parte de las aplicaciones de la técnica de la construcción de la mecánica de la fractura se limitaban a la evaluación en servicio de las estructuras, fundamentalmente en el sector de la aviación. Recientemente, se ha correlacionado la magnitud y el perfil de las discontinuidades con los niveles de calidad del trabajo de taller [1]. Como resultado de ello, los comités para la redacción de reglamentos están comenzando a utilizar los cálculos de la mecánica de la fractura con el fin de evaluar los reglamentos para el control de calidad. Además, cuando no existen reglamentos aplicables, los ingenieros pueden utilizar directamente la mecánica de la fractura para la evaluación de los resultados de inspecciones no destructivas.

El concepto de diseño tolerante a los daños es, quizás, la mayor justificación para la utilización de la mecánica de la fractura. Este concepto acepta la posibilidad de que un elemento retenga su utilidad aún cuando se haya visto sometido a daños durante el trabajo de taller, el transporte o incluso tras varios años de servicio. Este tipo de daños se manifiesta con frecuencia por medio de la grietación.

Actualmente, la tolerancia a los daños se ha convertido en un concepto típico del diseño en algunas áreas de ingeniería; la aceptación de ciertos aspectos es evidente en la técnica de la construcción, en la que los conceptos nuevos están haciéndose cada vez más habituales.

Los conceptos de seguridad y de durabilidad revisten una importancia particular a la hora de adoptar un enfoque basado en el diseño tolerante a los daños.

Es posible satisfacer los requisitos tanto de seguridad como de durabilidad considerando los daños iniciales en la estructura (o en el elemento estructural) y asegurar que estos daños no se propaguen y alcancen unos límites específicos en periodos de tiempo preestablecidos.

La seguridad está asociada con los daños extremos (es decir, el caso más desfavorable) que pudieran no ser detectados durante las inspecciones de fabricación. Estos daños no deben propagarse y degradar la resistencia de la estructura (o del elemento) por debajo de unos límites especificados durante la vida de servicio. Los límites de durabilidad van asociados a los aspectos económicos de las reparaciones durante el servicio, es decir, no se permite que los daños iniciales típicos de los procedimientos de fabricación se propaguen hasta alcanzar una cierta magnitud que requiera un reproceso o reparación importante en menos de una vida de servicio prevista.

Las prácticas actuales conllevan la utilización de métodos deterministas y de conceptos de la mecánica de la fractura con el fin de predecir la acumulación de los daños de propagación de grietas. La experiencia de la ingeniería en la utilización de estos métodos ha permitido que las decisiones del proyecto que afectan a factores tales como la tensión admisible reciban la atención que merecen. La mayor parte de los datos de entrada para los métodos deterministas están disponibles en formato estadístico (por ejemplo magnitudes iniciales de los defectos, propiedades del material ...) y, por lo tanto, resulta posible efectuar cálculos de probabilidades de que la propagación de la grieta supere un nivel específico. Tanto el enfoque determinista como el probabilístico requieren un modelo del proceso de la acumulación de los daños. La falta de datos esenciales para variables importantes, la inexperiencia en la utilización de los métodos de la mecánica de la fractura y la confianza para la toma de decisiones convencionales han sido las principales razones de que estas técnicas no se utilicen en los procedimientos actuales.

A la hora de tratar los daños estructurales, es necesario tener en cuenta dos conceptos fundamentales: la propagación y la contención de los daños. Estos conceptos proporcionan los dos criterios para:

a) Seguridad: garantizar que la seguridad (es decir, la resistencia) de la estructura alcanzará y mantendrá un nivel remanente especificado (en presencia de daños no detectados) durante la vida de servicio anticipada.

b) Durabilidad: la garantía de que la operabilidad efectiva de la estructura resultará posible con un mínimo de mantenimiento estructural, inspección, reconversiones costosas, reparaciones y reemplazo de piezas importantes debido a la influencia degradante de la grietación general, corrosión, desgaste, etc.

Con el fin de mantener y/o ajustar los límites durante el servicio se especifican límites de seguridad y durabilidad, se escogen formas que se ajusten a estos límites y se llevan a cabo pruebas para verificar los procedimientos de gestión establecidos. Todas las estructuras deben cumplir los requisitos tanto de seguridad como de durabilidad.

1.2 Conceptos de la Propagación de los Daños

La experiencia anterior, basada en las pruebas de los elementos de construcción bajo condiciones de simulación de la carga de servicio, indicaba que el período hasta la iniciación de las grietas de la mayor parte de los detalles estructurales, tales como esquinas vivas o agujeros, es relativamente corto y que la mayor parte de la vida (hasta un 95%) se dedica a la propagación de las grietas resultantes hasta que se produce el agotamiento [2]. De manera similar, los análisis de la rotura en servicio, los casos de grietación, etc, han indicado que la existencia de defectos iniciales de fabricación tales como esquinas vivas, marcas del utillaje, inclusiones en las soldaduras y similares [3] constituyen una de las principales causas de las grietas. Por lo tanto, actualmente resulta una práctica habitual considerar el proceso de acumulación de los daños como constituido totalmente por la propagación de las grietas, sin dedicar ningún intervalo a la iniciación de éstas. Si bien es posible que esta hipótesis parezca excesivamente estricta, la consideración de daños iniciales en forma de grietas o de daños equivalentes resulta absolutamente necesaria para garantizar la seguridad de las construcciones.

La figura 1 (de [4]) incluye un esquema del modelo de los daños asociado a la seguridad de las construcciones.

La seguridad se garantiza mediante el proyecto de requisitos específicos de tolerancia a los daños en los que en ningún caso se permite que los daños iniciales se propaguen y reduzcan la resistencia estática residual de la estructura por debajo de un nivel preestablecido, P_{xx}, durante la vida de la estructura (o del elemento estructural). Tal y como se indica en la figura 1, P_{xx} es la mayor de las cargas límites calculadas

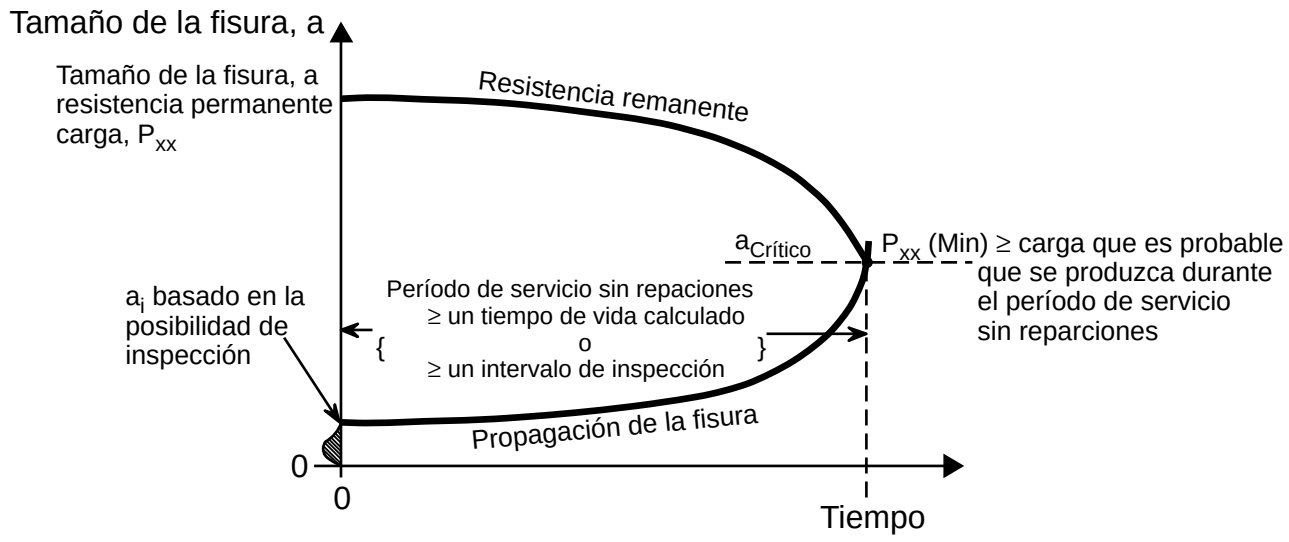


Figura 1 Esquema de objetivos de seguridad para una estructura nueva, basado en la acumulación de los daños por la propagación de las fisuras

o la máxima carga que es posible encontrar durante el período mínimo especificado de utilización de servicio sin reparaciones. En caso de que resultaran necesarias inspecciones de servicio con el fin de garantizar la seguridad (por ejemplo para los diseños seguros ante el agotamiento), el nivel de la resistencia residual P_{xx} sería la carga máxima que es probable que se produzca durante el tiempo de vida de la inspección. Los daños iniciales asumidos, a_i, son los que van asociados con la capacidad de la inspección de fabricación.

Cuando se considera el concepto de durabilidad estructural, éste incluye los métodos de “fatiga”. Además, también incluye los requisitos para la protección frente a factores degradativos tales como la corrosión, la corrosión bajo tensión, el desgaste, la corrosión por frotamiento, etc.

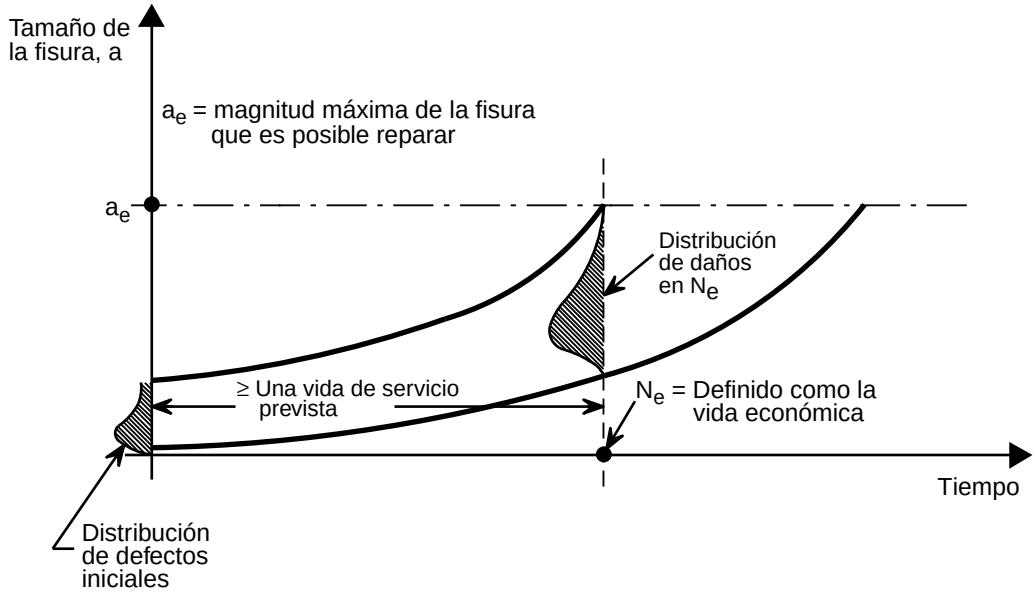


Figura 2 Concepto de durabilidad/modelo del aumento de defectos

Con el fin de prevenir una grietación generalizada, se puede considerar un modelo de secuencia de la propagación d, como el que se muestra en la figura 2 (de [4]).

En la figura 2 el límite, a_e, no es el agotamiento, como ocurre en el requisito de seguridad, sino que se asocia a un tamaño de la grieta que es posible reparar. La vida económica, N_e, se define como el período de tiempo en el que la cantidad de este tipo de grietas en las estructuras (o elementos estructurales) alcanzan la magnitud justa para que el reproceso o la reparación ya no resulta eficaz en función de los costes. El reglamento de durabilidad exige que la "vida económica" sea más larga que la vida de servicio prevista. En el ejemplo que se muestra en la figura 2, la cantidad inicial de las grietas representa la "calidad inicial aparente" o las condiciones de los detalles estructurales que suelen prevalecer tras las operaciones típicas de fabricación tales como el taladrado de agujeros, la soldadura en el taller o en la obra, etc.

Puesto que el límite para el reproceso económico está estrictamente relacionado con los procedimientos de fabricación (por ejemplo, en el caso de los agujeros para los métodos de unión, es del orden de la siguiente magnitud mínima del agujero), resulta evidente que el límite de propagación para los requisitos de durabilidad es significativamente menor que en el caso de la seguridad.

La durabilidad va asociada con la cantidad total de los defectos, o el número total de defectos por encima del límite de reparación económico para cada elemento (o unión) de la estructura. La seguridad se ocupa del "caso más desfavorable" de magnitud del defecto que es probable que quede sin detectar durante una inspección.

En general no resulta posible anticipar el alcance de la utilización de una estructura (o detalle estructural). El proyecto se lleva a cabo de acuerdo con el mejor cálculo de utilización típica y de la variación de la utilización prevista. Por lo tanto, es posible que los límites de durabilidad y seguridad de algunas estructuras concretas sean más reducidos de lo que se calculó en el proyecto. Esta condición resalta la extraordinaria importancia de la gestión de la vida y de la inspección en servicio de las estructuras concretas. En la práctica, los cálculos de los límites de seguridad y de durabilidad, así como del resto de la longevidad a la fatiga, se ajustan para reflejar la intensidad de la utilización basándose en análisis de acumulación de daños de propagación de las grietas efectuados sobre estructuras concretas.

1.3 Conceptos del Proyecto que Consideran los Daños

Durante el diseño de una estructura que únicamente vaya a verse sometida a cargas estáticas, el proceso de diseño consiste fundamentalmente en la elección de las dimensiones estructurales de manera que en todos los puntos se satisfaga la siguiente condición:

$$R\,(\text{tamaño de la sección transversal}) \geq \geq \frac{G\,(\text{carga aplicada})}{\text{resistencia}\,(\text{propiedad de los materiales})} \qquad (1)$$

donde la función de la magnitud de la sección transversal puede representarse mediante un área, un módulo resistente de la sección, etc, correspondiente a las funciones de carga aplicada tales como carga axial, momento de flexión, etc, y la tensión calculada es exclusivamente una función de las propiedades mecánicas del material, como por ejemplo la resistencia a la fluencia o la resistencia a la rotura por tracción. La ecuación (1) muestra un alto grado de independencia con respecto al perfil detallado de la estructura en cualquier punto concreto y su solución tan sólo requiere la aplicación de matemáticas sencillas.

Por el contrario, el cálculo de una estructura que pueda verse afectada por el agotamiento por fatiga es un proceso algo más complejo. De hecho, la resistencia a la fatiga depende de muchas más variables además de la resistencia

estática del material y, especialmente, del diseño detallado de las uniones de la estructura. Así pues, a pesar de que la ecuación que se ha de satisfacer sigue siendo la misma, se plantea el problema adicional de la elección de un valor adecuado para la tensión calculada. Esta selección se convierte en el aspecto más relevante a la hora de proyectar una estructura contra la fatiga.

La primera dificultad consiste en decidir qué es lo que se intenta conseguir con respecto a la vida, es decir, cuánto tiempo debe durar la estructura. En el pasado, incluso cuando el diseño detallado para la prevención de la fatiga no era habitual, con frecuencia se obtenía una vida infinita (basta pensar en el ejemplo de los puentes romanos, algunos de los cuales siguen en pie actualmente debido a que el cálculo estático de las estructuras incluyó la aplicación de elevados coeficientes de la seguridad y la utilización de métodos aproximados, que tuvieron como resultado la utilización de unos cálculos pesimistas de la resistencia y un cálculo exagerado de las cargas de servicio).

No obstante, se ha producido un incremento progresivo de las tensiones calculadas y la utilización de métodos proyectuales más sofisticados se traduce en que, actualmente, las tensiones calculadas tienden a estar realmente presentes en las estructuras en servicio. Este nivel de solicitación es la razón por la que la fatiga se ha convertido en un problema. La única forma que tiene el proyectista de asegurar una vida infinita consiste en la utilización de tensiones de trabajo inferiores al límite de fatiga de las uniones de la estructura. Este enfoque conlleva la utilización de tensiones de trabajo muy reducidas. No obstante, si algún ciclo de tensión tiene una amplitud mayor que el límite de fatiga, debe aceptarse que finalmente se producirá el agotamiento y que la vida es finita.

Por lo tanto, el proyectista se encuentra ante un dilema. ¿Debe mantener las tensiones muy reducidas, inevitablemente a costa de una estructura pesada, y tratar de obtener una vida infinita, o debe aceptar una vida finita? Y, si decide aceptar una vida finita, ¿en base a qué debe elegir las tensiones calculadas?

Muchas de las reflexiones sobre este problema han surgido en la industria de la aviación (donde el ahorro de peso reviste una importancia particular). Resulta muy interesante observar las dos filosofías de diseño desarrolladas por los ingenieros aeronáuticos, conocidas como los conceptos “seguro para el uso” y “seguro ante el agotamiento” del diseño estructural.

En el método del diseño “seguro para el uso” el proyectista comienza por hacer un cálculo del espectro de carga al que es probable que se vean sometidos los componentes estructurales críticos durante el servicio. A continuación se analiza y se somete estos componentes a ensayos, bajo ese espectro de carga, con el fin de obtener su vida prevista. Finalmente, se aplica un coeficiente de seguridad con el objeto de obtener una vida segura en la que la posibilidad de agotamiento por fatiga se considere lo suficientemente remota. Finalizado ese período, se procede al reemplazo automático de los componentes estructurales en cuestión. Es importante observar que, incluso a pesar de que es posible utilizar ensayos prácticos para efectuar el cálculo de la vida en el laboratorio, el método “seguro para el uso” es, en último término, de naturaleza teórica. El paso crítico consiste en determinar la vida segura a partir de la vida prevista. El coeficiente de seguridad introducido en esta etapa ha de tener en cuenta un gran número de factores desconocidos, tales como la dispersión que se observa en los resultados de los ensayos de fatiga, errores en el cálculo del espectro de carga y el efecto de variables extrínsecas tales como las condiciones del contorno, corrosión, etc. Resulta evidente que, haciendo que el coeficiente de seguridad sea lo suficientemente elevado, el proyectista puede controlar la probabilidad de agotamiento asociada a su proyecto. Por otra parte, si se produce una grieta de fatiga, es muy posible que sea catastrófica y la seguridad depende de la consecución de una vida especificada sin que se produzca el desarrollo de una rotura de fatiga. Con este método de diseño, el aspecto que se resalta es la prevención de la iniciación de la grieta.

En el caso del concepto “seguro ante el agotamiento”, la base del cálculo consiste en

que, incluso aunque se produzca el agotamiento de parte de la estructura principal, en la parte restante se dispondrá en todo momento de la resistencia y rigidez suficientes para permitir la utilización segura de la estructura hasta que se detecte la grieta. Este concepto implica que la inspección en servicio periódica es una necesidad y que los métodos que se utilicen han de ser tales que garanticen la detección de los elementos fracturados, de manera que se pueda proceder a su reparación.

Resulta obvio que, con este método de diseño, la probabilidad de colapso parcial es mucho mayor que con el diseño "seguro para el uso". A la hora de desarrollar una estructura segura ante el agotamiento también se debe evaluar el método "seguro para el uso", con el fin de asegurar que sea de la magnitud correcta. No obstante, en lugar de enfatizarse la prevención de la iniciación de la grieta, se resalta la consecución de una estructura en la que las grietas se propaguen lentamente y que sea capaz de soportar la carga prevista completa tras haber sufrido un agotamiento parcial. Por lo tanto, el principio básico del diseño seguro ante el agotamiento consiste en producir una estructura con recorridos de la carga múltiples y, preferiblemente, una estructura que contenga supresores de grietas. Además, los elementos estructurales deben disponerse de manera tal que la inspección resulte lo más fácil posible. En aquellas áreas en las que esto no resulte posible, se debe aumentar la magnitud de los elementos con el objeto de que la grietación de fatiga no se produzca en ellos o que la propagación de las grietas de fatiga sea tan lenta que no exista el riesgo de agotamiento.

Es necesario resaltar que el objetivo de ambas filosofías es el mismo, concretamente la reducción del riesgo de agotamiento catastrófico a un nivel despreciable. Hoy en día se acepta generalmente que ninguno de estos dos métodos resulta satisfactorio cuando se aplica aisladamente [5]. Ambos son necesarios y no se excluyen mutuamente. De hecho, un diseño seguro para las personas produciría una estructura dotada de un gran nivel de libertad frente a la grietación de fatiga; no obstante, la misma estructura debería tener características del diseño seguro ante el agotamiento.

Como consecuencia de ello, incluso en el caso de una estructura tan crítica y costosa como un avión, los proyectistas se preparan para aceptar una filosofía cuyo resultado sea no solamente una vida finita desde el punto de vista de la grietación de fatiga, sino también, con las suficientes garantías, una estructura que sea capaz de contener grietas de fatiga durante parte de su vida útil.

Una vez aceptada la idea de que el proyecto de una estructura sobre la base de una vida finita es razonable, resulta evidente que la filosofía de diseño exacta que se adopte depende de las consecuencias del agotamiento. En ocasiones, una modificación de la filosofía de la "seguridad para el uso", el llamado método de la "vida útil" [5], proporciona un método de diseño satisfactorio.

El objetivo no consiste en la reducción del riesgo de agotamiento catastrófico a un nivel despreciable, sino en la producción de una estructura que, normalmente (pero no necesariamente siempre), se mantendrá libre de grietas de fatiga durante una vida especificada. En comparación con la auténtica filosofía de la "seguridad para el uso", la importancia que se concede a la obtención de una estimación precisa de la vida segura es menor. En términos formales, esto significa que se producen dos importantes modificaciones en esa filosofía: (a) que la estructura no se reemplaza automáticamente al finalizar su "vida útil segura" y (b) que se acepta que es posible que se produzca cierto grado de grietación antes de que se cumpla la "vida útil". Por lo tanto, parece razonable que, en lugar de calcular la vida segura con exactitud, mediante la realización de ensayos de fatiga sobre probetas que representan la estructura concreta, ésta se calcule analíticamente mediante la utilización de los resultados de los ensayos de fatiga obtenidos con probetas de laboratorio que representan detalles normalizados típicos de los que se utilizaron en la estructura.

Es importante observar que, esencialmente, las dos metodologías descritas anterior-

mente implican una probabilidad de agotamiento diferente. De hecho, es posible que para un diseño “seguro para el uso” se decida la utilización de una curva S-N relacionada con las desviaciones típicas medias menos 2 de Log N (correspondiente a la probabilidad del 97,7% de supervivencia), mientras que, para un diseño seguro ante el agotamiento, la curva S-N correspondiente a la desviación típica media menos 1 (representando la probabilidad del 84,1 de supervivencia) podría considerarse como suficientemente prudente.

1.4 Análisis de la Confianza y del Riesgo

En la práctica actual, la elección de los diseños se lleva a cabo con el propósito de que satisfagan una vida de durabilidad y de seguridad y unos requisitos de resistencia específicos mediante análisis deterministas de la propagación de los daños y de la resistencia residual. Las decisiones relativas a materiales, configuraciones estructurales, tensiones admisibles, etc se basan en los resultados de estos análisis.

La durabilidad de las estructuras metálicas está influida por los detalles locales de las uniones, juntas, soldaduras, métodos de unión, excentricidades, etc. En el caso de un diseño en concreto, cuanto menor sea la tensión total, mayor será la durabilidad de éste.

Los análisis de los daños de la propagación de las grietas, si bien son generalmente deterministas, se basan en datos de entrada tales como las magnitudes de los defectos iniciales, el material y la variabilidad de la utilización, etc, datos que están disponibles en un formato estadístico. Por lo tanto, además de para la predicción de los valores medios de la acumulación de daños, estos métodos pueden utilizarse para la predicción de la distribución de los daños con el tiempo. Por ejemplo, en el caso de una utilización específica y distribuciones hipotéticas de las otras variables, es posible calcular la distribución de las vidas, velocidades de propagación, magnitudes finales de los defectos, etc, y, por lo tanto, la probabilidad de igualar o superar un requisito en particular. Si tan sólo se tiene en cuenta una variable, el cálculo puede ser directo. Cuando se trabaja con probabilidades combinadas los procedimientos resultan más complejos. Los resultados de los análisis probabilísticos se muestran extremadamente sensibles a las distribuciones iniciales de las variables y a las funciones que se utilicen para su aproximación. Entre las variables más importantes que se han de tener en cuenta se incluyen:

- resistencia del material
- velocidad de propagación de grieta
- tamaño crítico de grieta
- cargas operacionales de servicio y máxima
- capacidad de detección de la grieta
- técnicas de inspección
- frecuencia de inspección

A pesar de que es posible encontrar métodos de la confianza publicados, en general las prácticas actuales no reflejan su utilización. De hecho, la escasez de los datos asociados con las variables principales que se han indicado anteriormente, así como la extrema sensibilidad que muestran los resultados ante las funciones de distribución, han limitado tanto la efectividad como la confianza en los resultados. Además, el diseño que se ha de ajustar a un nivel de confianza especificado exige que se establezca con anterioridad el índice de agotamiento aceptable y que se establezcan las relaciones entre los factores de decisión con respecto al diseño normales y los de confianza (por ejemplo tensión admisible, configuración estructural, etc). Puesto que hay factores ajenos a los que normalmente se tienen en cuenta para el proyecto (por ejemplo la frecuencia de inspección), que pueden alterar significativamente la confianza estructural, resulta bastante difícil asignar la función de peso adecuada a cada variable en particular.

En realidad, las técnicas de la confianza han demostrado tener mayor éxito a la hora de evaluar estructuras de mayor antigüedad (es decir, a la hora de evaluar la vida a la fatiga restante), para las que se dispone de un gran

número de datos de ensayos y de agotamientos en servicio, para establecer el tiempo medio hasta el agotamiento con cierto grado de confianza [6].

En el caso del concepto de durabilidad descrito en párrafos anteriores, es posible que las técnicas probabilísticas ejerzan el impacto más directo, puesto que la decisión final con respecto a la vida económica está en conexión con la cantidad global de grietas justo por debajo del límite de reparación. Por otra parte, los requisitos de seguridad tienen en cuenta la propagación de los extremos de la cantidad inicial de defectos y otras variables (es decir, el caso más desfavorable). Se prevé que el cumplimiento de los requisitos se seguirá realizando mediante prácticas convencionales basadas en métodos deterministas.

En resumen, los métodos para el cálculo de la acumulación de los daños de propagación de las grietas son necesarios tanto para los análisis deterministas como probabilísticos. La falta de datos esenciales para algunas variables importantes, y la inexperiencia en la utilización de los métodos de confianza para la toma de decisiones con respecto al diseño convencional, han sido las principales razones que explican la ausencia casi total de estas técnicas en las prácticas de diseño actuales.

2. METODOLOGÍA DE LA PREDICCIÓN DE LA VIDA

2.1 Introducción

Actualmente, la predicción de la vida de una estructura sometida a una carga variable se basa generalmente en modelos de integración de los daños de la propagación de las grietas que utilizan una base de datos y análisis con el objeto de interrelacionar los siguientes elementos:

(a) magnitud y distribución iniciales del defecto

(b) condiciones de carga

(c) propiedades básicas del material respecto a la propagación de grietas

(d) propiedades de la grieta y de la estructura

(e) modelo de los daños

(f) criterios de rotura o limitadores de la vida

Estos modelos siempre se calibran en base a los resultados de los ensayos, y la confianza asociada normalmente con las predicciones de vida se deriva normalmente de la capacidad del modelo para predecir el comportamiento de propagación de las grietas generadas en el laboratorio.

La grieta constituye la única medida cuantificable de los daños de fatiga. Las grietas perjudican las características de capacidad de carga de las estructuras. Es posible caracterizar una grieta en base a su longitud y a su configuración mediante la utilización del coeficiente de intensidad de tensión K, un parámetro estructural que interrelaciona las tensiones locales presentes en la zona del borde de la grieta con (a) la geometría de la grieta, (b) la geometría estructural y (c) el nivel de carga de la estructura.

La grieta se propaga en respuesta a la carga cíclica aplicada a la estructura. Cualquier grieta se propagará un cierto incremento (Δa) si es sometida a un cierto número de ciclos (ΔN), a una velocidad medida mediante $\frac{\Delta a}{\Delta N}$.

Si la longitud de la grieta alcanza un valor crítico (a_{cr}) la propagación se hace inestable, induciendo al agotamiento. La vida (N_F) es la medida de los ciclos acumulados necesarios para llevar a la grieta desde su longitud inicial a_i a la longitud crítica a_{cr}. La interrelación entre la longitud de la grieta, la carga y la resistencia residual de la estructura se ilustra en la figura 3 (de [4]). Como se muestra en la figura 3, el aumento monótono de la longitud de la grieta está inducido por una secuencia continua de cargas cíclicas. Se observa que la resistencia residual (σ_{res}, es decir, la capacidad de carga de la estructura fracturada), aumenta monótonamente con el aumento de la longitud de la grieta, de acuerdo con una expresión del tipo:

$$\sigma_{res} = K_c/f(a) \qquad (2)$$

donde:

K_c es una propiedad del material, llamada tenacidad, que es una constante para una geometría en particular

$f(a) = Y(a)\sqrt{\pi a}$ es una propiedad estructural (el coeficiente de intensidad de tensión).

Cuando la resistencia residual se reduce al nivel de la tensión máxima de la historia de la carga de servicio se produce la rotura. La longitud de la grieta asociada a la rotura (es decir, a_{cr}) se determina resolviendo la ecuación (2) para la longitud de la grieta, asumiendo que la resistencia residual es igual al nivel máximo de la tensión del espectro o que es igual al nivel de la tensión de la carga límite calculada (el que sea mayor). Resulta interesante observar que la velocidad de propagación de la grieta está directamente relacionada con el índice de la pérdida de la resistencia residual por medio de la ecuación (2), lo que, por tanto, justifica la elección de la longitud de la grieta como el parámetro principal para la cuantificación de los daños de fatiga estructurales.

2.2 Efectos del Comportamiento de la Propagación de Grieta

Una grieta de longitud a_i se propagará hasta alcanzar a_{cr} en una cierta vida de servicio, N_F. Algunos experimentos han demostrado la existencia de varios parámetros que afectan a N_F; los más importantes de estos parámetros son:

- tamaño inicial de la grieta, a_i
- historia y condiciones de la carga
- propiedades del material
- propiedades de la estructura
- tamaño crítica de la grieta, a_{cr}.

2.2.1 Tamaño Inicial de la Grieta

El papel del tamaño inicial de la grieta en la propagación de la rotura de fatiga es de una importancia extraordinaria; de hecho, tal y como se ilustra en la figura 4, en el caso de una carga

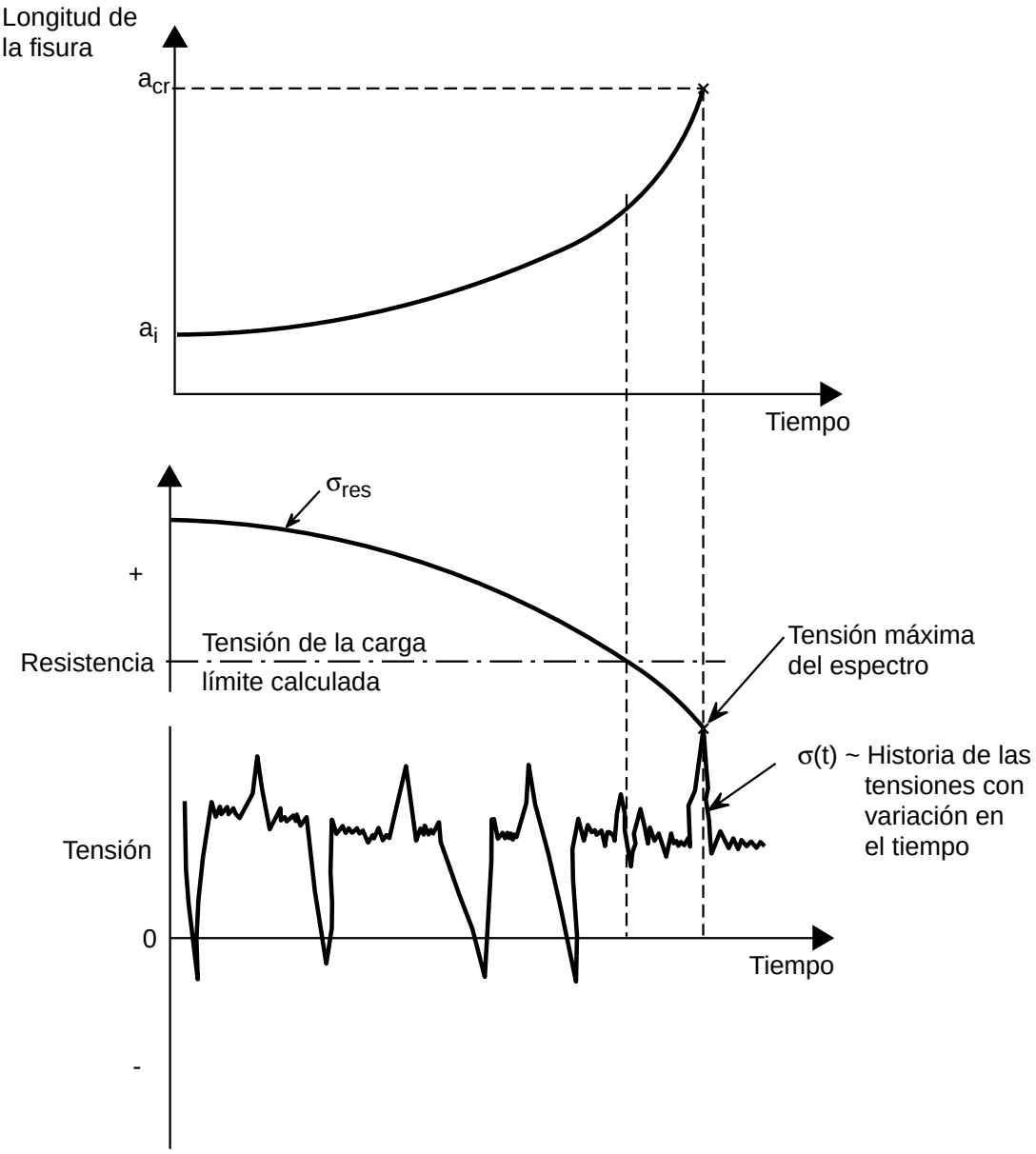


Figura 3 Efectos de los daños de fisuración sobre la integridad estructural

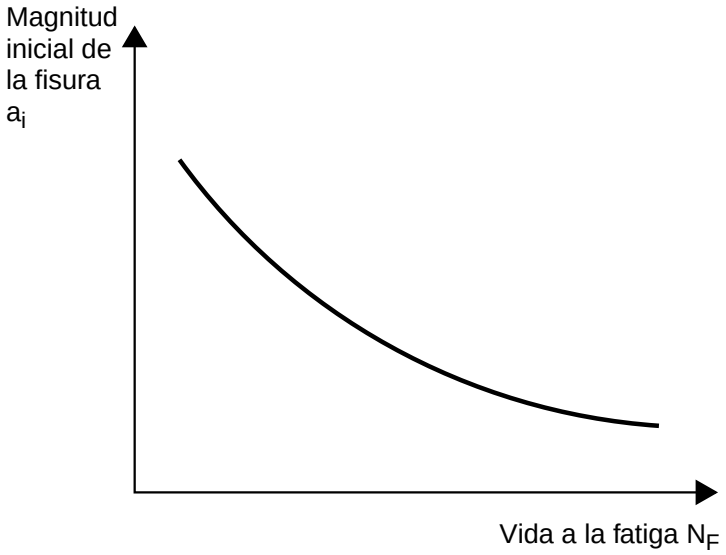


Figura 4 Efecto de la magnitud inicial de la fisura sobre la vida a la fatiga

y una configuración concretas, cuanto menor sea el tamaño inicial de la grieta, más larga será la vida a la fatiga. Además, en el caso de una configuración y carga concretas, el perfil de la curva a-N permanece esencialmente constante para cualquier incremento de propagación de la grieta. Por lo tanto, tomando la curva de propagación de la grieta desde a_{i1} de la figura 5 (de [4]), resulta posible determinar la curva de propagación de la grieta desde $a_{i2} > a_{i1}$, simplemente trasladando la curva anterior de la izquierda, como se muestra en la figura, donde N_i representa el número de ciclos necesarios para que la grieta se propague desde a_{i1} hasta a_{i2}. De aquí se deduce que $N_{F2} = N_{F1} - N_i$.

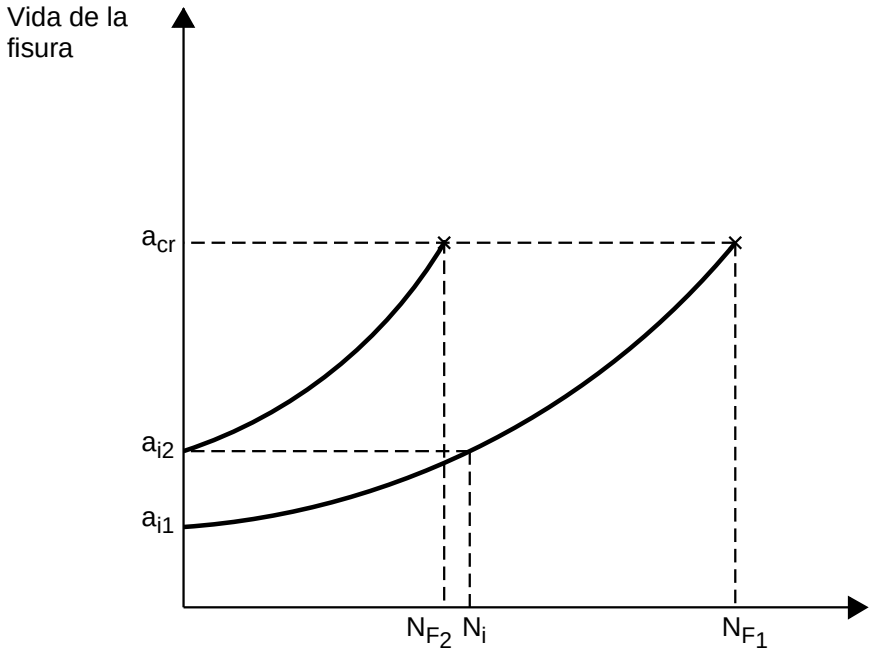


Figura 5 Efecto de a_i sobre la propagación de fisuras

2.2.2 Carga

La historia de la tensión que experimenta cada emplazamiento de la estructura varía como resultado de las modificaciones en los momentos de flexión y de torsión, cizallamiento, etc. De lo anterior se deduce que los detalles estructurales similares situados en diferentes emplazamientos experimentarán historias de carga diferentes. Resulta evidente que, en el caso particular de una unión y de una configuración de la grieta inicial, cuando éstas se vean sometidas a un espectro de carga más intenso se obtendrá una vida más corta (N_{F1}) que la que se obtendría bajo un espectro de menor intensidad (que tendría como resultado una vida a la fatiga más larga N_{F2}).

2.2.3 Propiedades del Material

Se ha demostrado experimentalmente que, en el caso de unas condiciones de carga similares (es decir, el mismo número y amplitud de los ciclos de tensión) las grietas se propagan con mayor rapidez en ciertos materiales (o aleaciones) que en otros. Es posible determinar experimentalmente la velocidad de propagación de las grietas ($\Delta a/\Delta N$) para cada material. Cuando las condiciones de carga y geométricas son las mismas, el material (o alea-

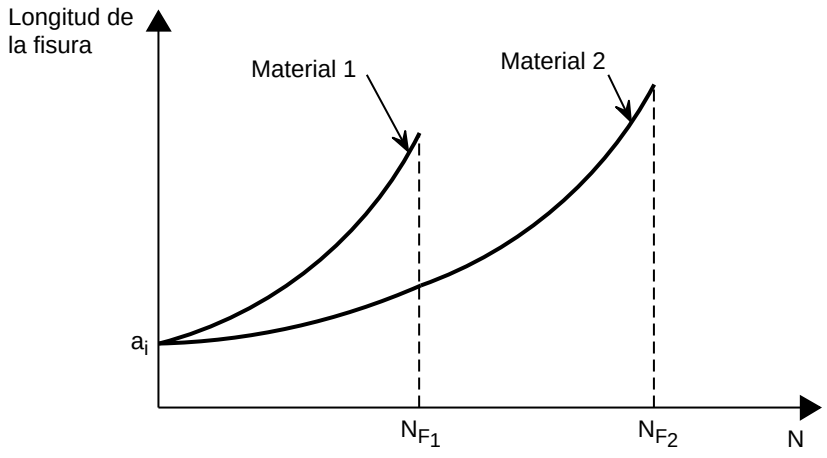


Figura 6 Efecto del material sobre N_F

ción) que presente una velocidad de propagación más lenta tendrá una vida más larga (N_F), tal y como se muestra en la figura 6 (de [4]).

2.2.4 Propiedades de la Estructura

Las propiedades de la estructura son los parámetros más complejos de entre los que afectan al comportamiento de propagación de la grieta. Las propiedades de la estructura incluyen aspectos tales como la configuración de la grieta, mecanismos de la transferencia de carga, magnitud de los agujeros de los métodos de unión, dimensiones y extensión de las piezas soldadas, espesor de las piezas, concentraciones de tensiones debidas a efectos geométricos, etc. Se ha llevado a cabo una importante cantidad de trabajos, tanto numéricos como experimentales, con el fin de caracterizar los efectos geométricos sobre la vida a la fatiga, por ejemplo [2, 3, 5-15].

2.2.5 Longitud Crítica de la Grieta

La longitud crítica de la grieta (a_{cr}) es una función del material, de la geometría estructural y de la carga. Tal y como se muestra en la figura 7 (de [4]), cuando a_{cr}/a_i es los suficientemente grande (por ejemplo >5), el efecto relativo de a_{cr} sobre N_F es generalmente reducido. La ventaja fundamental de la inclusión de una longitud de grieta crítica grande en el proyecto consiste en el aumento de la facilidad de inspección que proporciona. Una longitud de grieta crítica grande aumenta la probabilidad de detectar una grieta antes de que ésta llegue a ser crítica, lo que potencia la seguridad de las construcciones.

2.3 Modelos de Predicción de la Propagación de la Grieta de Fatiga

Normalmente, las predicciones de vida se llevan a cabo mediante modelos de integración de los daños de la propagación de las grietas que interrelacionan los siguientes elementos:

a) la distribución inicial de los defectos, que tiene en cuenta las desviaciones de la magnitud y el emplazamiento de las grietas en una estructura concreta;

b) la utilización de la estructura, describiendo la base de datos de los espectros de carga;

c) las propiedades del material relativas a la velocidad de propagación de la grieta a

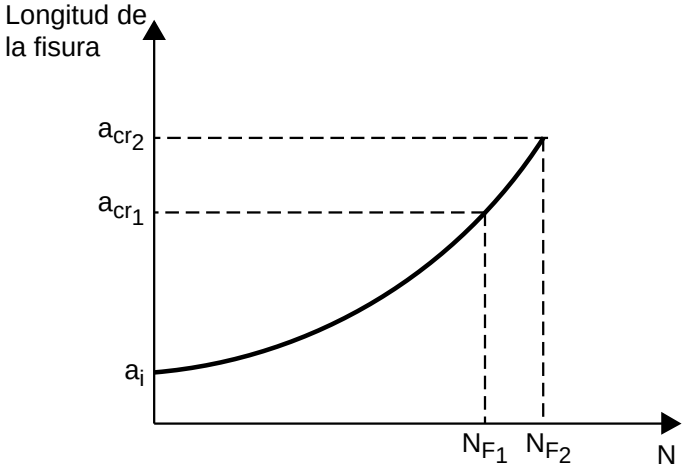


Figura 7 Efecto de la magnitud crítica de fisura sobre N_F

amplitud constante, teniendo en cuenta el ratio de las tensiones y los efectos del contorno;

d) análisis del coeficiente de intensidad de tensión en el vértice de la grieta que tengan en cuenta la magnitud de la grieta, su perfil y las interacciones estructurales;

e) modelo integrador de los daños que asigne un nivel de propagación de las grietas a cada aplicación de la tensión y que tenga en cuenta las interacciones de la historia de la carga;

f) el criterio limitador de la vida a rotura, que establece el punto final del cálculo de la vida.

Expresada de forma numérica, la ecuación de integración de los daños es:

$$a_{cr} = a_i + \Sigma_{j = 1,Nf} \Delta aj \qquad (3)$$

donde Δa_j es el incremento de la propagación con el ciclo de carga número j aplicado.

El propósito de la ecuación (3) consiste en determinar la vida a la fatiga (N_F).

Los resultados que es posible obtener a partir de la ecuación (3) dependen de la interacción entre los diversos elementos (a)-(f); esta interacción se produce de la siguiente manera:

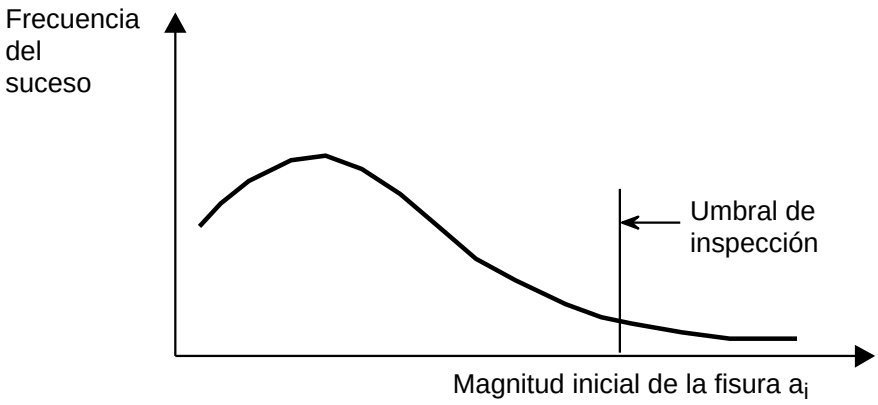


Figura 8 Distribución de las magnitudes iniciales de las fisuras para un determinado tipo de fisura, por ejemplo la radial que se propaga a partir de agujeros para elementos de fijación

1) a_{cr} se determina mediante la interrelación de (b), (d) y (f)

2) Δa_j es una función de la interacción entre (b), (c), (d) y (e).

2.3.1 Distribución Inicial del Defecto

La distribución de las magnitudes iniciales de las grietas, figura 8 (de [4]), proporciona una medida de la calidad inicial de un componente estructural. Cuando se procede a la predicción de los límites de seguridad, el interés principal se centra en las grietas iniciales mayores que el límite de detectabilidad de la inspección no destructiva (NDI).

Actualmente son muchos los reglamentos, en particular en la industria aeronáutica [4,7], en los que se detallan límites de la NDI y se exige la verificación y certificación de la capacidad del contratista para detectar grietas de menor magnitud que la especificada en los límites de la NDI.

2.3.2 Utilización

La suma de los niveles de carga que se prevé que experimente una estructura se determina mediante una proyección de la cantidad de utilización prevista durante su vida de servicio en las diversas condiciones posibles. Es necesario conocer la secuencia específica de las cargas que se aplican a la estructura con el fin de efectuar un análisis preciso de los daños de la propagación de las grietas. Cada caso de carga en el cálculo, análisis o espectro de carga de ensayo consiste en una serie de ciclos que combinan los casos deterministas y probabilísticos, describiendo el tipo de carga. Los casos deterministas incluyen las condiciones de carga habi-

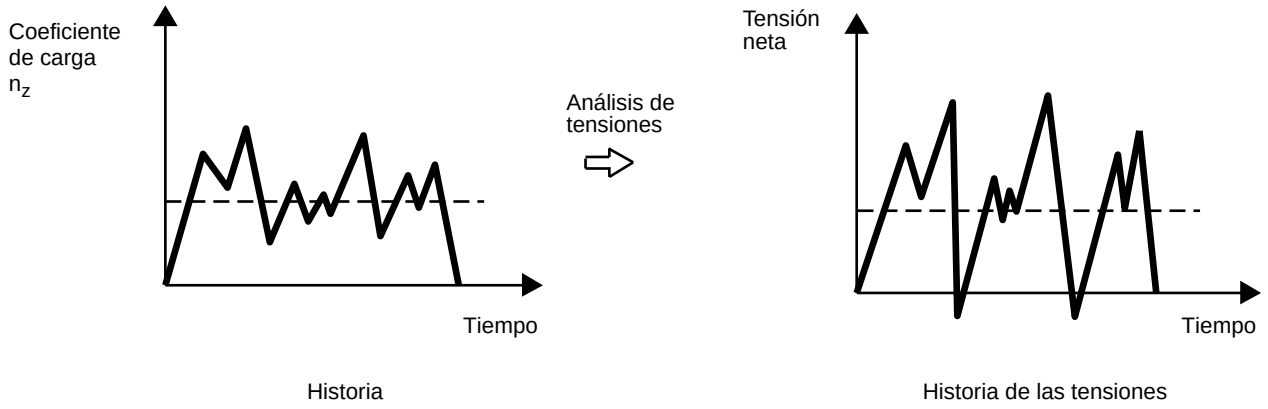


Figura 9 Transformación del coeficiente de carga en una historia de tensiones

tuales (por ejemplo, en el caso de la estructura de un puente, las cargas habituales debidas al tráfico o, en el caso de un avión, las cargas del despegue, aterrizaje y de algunas maniobras básicas en cada vuelo). Los casos probabilísticos, tales como cargas de magnitud superior a la habitual (legales o ilegales) en el caso de los puentes o el carreteo de un avión sobre la pista en el caso de los aviones, pueden producirse periódicamente. A pesar de que es posible calcular, al menos aproximadamente, el número de veces que se producen estos casos, su posición en las secuencias de carga tan sólo se puede determinar mediante consideraciones probabilísticas.

A la hora de desarrollar el espectro de carga para los análisis de los daños de la propagación de las grietas, es necesario determinar la historia de la tensión para cada una de las áreas críticas de la estructura. Esto se consigue determinando, mediante la consideración de las tensiones, la relación existente entre la historia de la carga y la respuesta de las tensiones locales, tal y como se indica en la figura 9 (de [4]).

2.3.3 Propiedades del Material

Las propiedades del material se introducen, en el procedimiento de integración de los daños, en forma de datos relativos a la velocidad de la propagación de las grietas a amplitud constante. Los datos de propagación de las grietas se generan mediante ensayos de laboratorio bajo ciclos de carga de amplitud constante realizados sobre probetas simples con coeficientes de intensidad de tensión concretos aceptados. Los datos de velocidad de propagación de las grietas se desarrollan y correlacionan en base a la velocidad de propagación (da/dN) como una función del rango del coeficiente de intensidad de tensión ΔK, ($\Delta K = K_{max} - K_{min}$).

Para un valor concreto de ΔK, la velocidad de propagación de la grieta aumenta con el incremento del ratio de las tensiones ($R=\sigma_{min}/\sigma_{max}$). Por lo tanto, las propiedades de velocidad de propagación de las grietas, a amplitud constante para un material o aleación en concreto, consisten en una serie de curvas, tal y como se muestra en la figura 10 (de [4]). Es importante observar que, en el caso del enfoque de la mecánica de la fractura, para una combinación ΔK:R concreta, existe un valor único de la velocidad de propagación de la grieta (da/dN) que es independiente de la geometría. Cuando sea necesario, también es posible incluir los efectos térmicos o del entorno en los datos de la velocidad de propagación de las grietas generados mediante ensayos de laboratorio.

2.3.4 Análisis del Coeficiente de Intensidad de Tensión del Borde de la Grieta

El coeficiente de intensidad de tensión del vértice de la grieta (K) interrelaciona la geometría de la grieta, la geometría estructural y la

carga sobre la estructura con las tensiones locales situadas en la zona de la punta de la grieta. El coeficiente de intensidad de tensión adopta la forma:

$$K = Y(a)\,\sigma\sqrt{\pi a} \qquad (4)$$

donde:

- Y(a) es el coeficiente de corrección que es una función de la longitud de la grieta y tiene en cuenta la configuración estructural y de las condiciones de carga.
- σ es la tensión aplicada
- a es la longitud de la grieta.

Se observa que es posible obtener el mismo valor de K mediante cualquier número de combinaciones de los parámetros Y(a), σ y a. El análisis de propagación de las grietas se basa en la proposición verificada experimentalmente de que un valor de K concreto produce una cierta velocidad de propagación de la grieta, independientemente del modo en que se combinaron los parámetros para la obtención de ese K.

Existe una considerable cantidad de referencias disponibles que definen soluciones experimentales y matemáticas para los coeficientes de la intensidad de la tensión, tanto de manera exacta como aproximada, como por ejemplo [8].

2.3.5 Modelos de Integración de los Daños

La reformulación de la ecuación (3) de manera que la integración se efectúe entre la longitud inicial de la grieta (a_i) y cualquier otra longitud de la grieta intermedia (a_n) entre a_i y a_{cr}, proporciona la siguiente expresión:

$$a_n = a_i + \Sigma_{j = 1,N}\, \Delta a_j \qquad (5)$$

donde N es el número de ciclos correspondientes a la longitud de la grieta intermedia a_n. El siguiente ciclo del espectro de la tensión induce a un aumento de la longitud de la grieta Δa_{N+1}. El modelo de integración de los daños proporciona la capacidad de análisis para determinar este incremento de la longitud de la grieta. El incremento de propagación Δa_{N+1} se fija igual a la velocidad de la propagación de la grieta a amplitud constante, que, a su vez, se expresa como una función del campo del coeficiente de intensidad de tensión (ΔK) y del ratio de las tensiones (R). Estas funciones se determinan mediante la utilización de las tensiones máxima y mínima del ciclo N+1 del espectro en cuestión y la evaluación

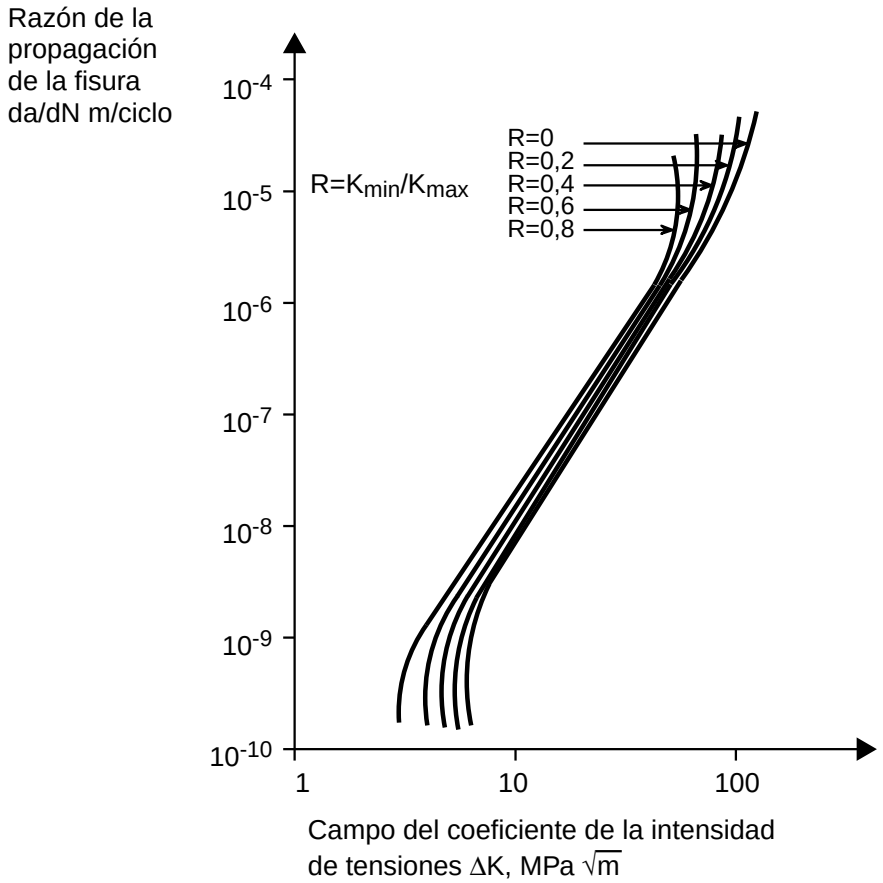


Figura 10 Efecto de la tensión media sobre la fisuración en aleaciones de aluminio

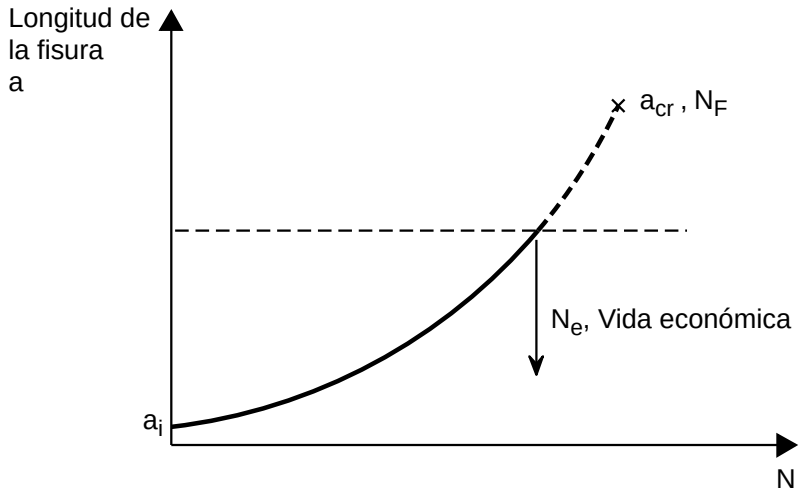


Figura 11 MAgnitud final económica de la fisura

del coeficiente de corrección Y(a), en la ecuación (4), asociado con la geometría estructural dada para una longitud de la grieta a_n. Tras calcular los dos parámetros del borde de la grieta ΔK y R, es posible proceder a su modificación, con el objeto de que tengan en cuenta el efecto de la historia de carga anterior, mediante la utilización de modelos de retraso (por ejemplo [9]). Los modelos de retraso tienen en cuenta los efectos de la interacción de las cargas elevadas con las reducidas, es decir, el fenómeno mediante el cual la propagación de las grietas se ralentiza como consecuencia de la aplicación de una carga elevada del espectro. Cuando no se tiene en cuenta la interacción entre las cargas elevadas y reducidas mediante modelos de retraso, las predicciones de vida de la grieta son prudentes.

2.3.6 Longitud Final de la Grieta

Normalmente, cuando se efectúan cálculos de los límites de seguridad, es posible seleccionar a_{cr} como la longitud final de la grieta. No obstante, con frecuencia las consideraciones de la durabilidad hacen que la magnitud final de la grieta, a_F se escoja inferior a a_{cr} con el fin de representar los límites de la reparación o del reproceso. En la figura 11 (de [4]) se muestra una elección de a_F de acuerdo con los principios que se acaban de exponer.

3. RESUMEN FINAL

- Muchos agotamientos de estructuras de ingeniería se atribuyen a las consecuencias de grietas preexistentes o de discontinuidades con forma de grieta.

- Los modelos de cálculo típicos para vigas, pilares y vigas de celosía mediante la utilización de la determinación de las tensiones y los métodos de la resistencia de los materiales convencionales no son capaces de evaluar el efecto de las grietas en los elementos estructurales. Los principios de la mecánica de la fractura permiten una evaluación más racional de las estructuras que contienen grietas.

- Actualmente, la tolerancia a los daños se ha convertido en un concepto típico del diseño en algunas áreas de ingeniería. En este enfoque, los conceptos de seguridad y de durabilidad adquieren una importancia particular.

- La seguridad va asociada con los daños extremos que pueden no ser detectados durante las inspecciones de fabricación. Los límites de durabilidad van asociados con los aspectos económicos de las reparaciones en servicio.

- En la práctica actual, la elección del diseño se lleva a cabo con el propósito de que satisfaga una vida de durabilidad y de seguridad y unos requisitos de resistencia específicos mediante análisis deterministas de la propagación de los daños y de la resistencia residual.

- Actualmente, la predicción de la vida para una estructura sometida a una carga variable se basa generalmente en modelos de integración de los daños de la propagación de las grietas. Los modelos se calibran en base a los resultados de los ensayos. Estos modelos interrelacionan la distribución y la magnitud iniciales del defecto, las condiciones de la carga, las propiedades de propagación de la grieta del material, las propiedades de la grieta y de la estructura, el modelo de los daños y los criterios limitadores de la vida o la rotura.

4. BIBLIOGRAFÍA

[1] Guidance on Some Methods for the Derivation of Acceptance Levels for Defects in Fusion Welded Joints, British Standards Institution PD 6493, 1980.

[2] Rolfe and Barsom “Fatigue and Fracture Control in Structures”, Prentice Hall Inc., Englewood Cliffs, N.J., 1977.

[3] Fisher J.W. “Fatigue and Fracture in Steel Bridges: Case Studies”, J Wiley & Sons, New York 1984.

[4] Wood H.A., Engle R.M., Gallagher J. and Potter J.M. “Current Practice on Estimating Crack Growth Damage Accumulation with Specific Application to Structural Safety, Durability and Reliability”, AFFDL-TR-75-32, March 1975.

[5] Gurney T.R., “Fatigue of Welded Structures”, Cambridge University Press, Cambridge, UK, 1979.

[6] Madsen H.O., Tallin A.G., “Fatigue Reliability Updating Based on Inspection and Monitoring Results”, Proceedings, IABSE Workshop on “Remaining Fatigue Life”, Lausanne, 1990.

[7] ESACRACK User’s Manual, ESA PSS-03-209, European Space Agency, Mechanical Systems Department, Structures and Mechanisms Division, Structural Design Section, Noordwijk, The Netherlands, 1989.

[8] Tada H., Irwin G.R., Paris P.C., “The Stress Analysis of Crack Handbook”, Del. Research Corp., Hellertown, PA, 1973.

[9] Willemborg J., Engle R.M., and Wood H.A., “A Crack Growth Retardation Model using an Effective Stress Concept”, AFFDL-TM-71-1-FBR, 1971.

5. BIBLIOGRAFÍA ADICIONAL

1. Fisher J.W. “Bridge Fatigue Guide: Design and Details”, American Institute of Steel Construction, New York, 1977.

2. Fisher J.W., Hirt M.A. and McNamee B.M., “Effect of Weldments on the Fatigue Strength of Steel Beams”, NCHRP Rept. 102, 1970.

3. Fisher J.W., Yen B.T., Klingerman D.J., McNamee B.M., “Fatigue Strength of Steel Beams with Welded Stiffeners and Attachments”, NCHRP Rept. 147, 1974.

4. Schilling C.G., Klippstein K.H., Barson J.M., Blake G.T., “Fatigue of Welded Steel Bridge Members under Variable Amplitude Loading”, NCHRP Rept. 188, 1978.

5. Fisher J.W., Barthelemy B.M., Mertz D.R., Edinger J.A., “Fatigue Behaviour of Full-Scale welded Bridge Attachments”, NCHRP Rept. 227, 1980.

6. Fisher J.W., Hausamann H., Sullivan M.D., Pense A.W., “Detection and Repair of Fatigue Damage in Welded Highway Bridges”, NCHRP Rept. 206, 1979.

7. Fisher J.W., Yen B.T., Wang D., Mann J.E., “Fatigue and Fracture evaluation for Rating Riveted Bridges”, NCHRP Rept. 303.

8. Castiglioni C.A., Bremen U., “Influence of some geometrical parameters on stress concentration in longitudinal attachments”, Costruzioni Metalliche, n.4, 1989, Milano, Italy.

9. Smith I.F.C., Gurney T.R., “Changes in the fatigue life of plates with attachments due to geometrical effects”, Welding Research Supplement, AWS, vol 65 no.9.

ESDEP TOMO 14
DISEÑO PARA FATIGA

Lección 14.15: Mecánica de la Fractura Aplicada Ad Hoc

OBJETIVOS/CONTENIDO

Mostrar los métodos de aplicación práctica de la mecánica de la fractura para las predicciones de propagación de la grieta de fatiga hasta el agotamiento final, incluyendo cálculos de la importancia de los defectos.

CONOCIMIENTOS PREVIOS

Lección 14.10:	Fundamentos de la Mecánica de la Fractura
Lección 14.11:	Análisis de Tensiones en Cuerpos Fracturados
Lección 14.12:	Determinación de los Factores de Intensidad de Tensión
Lección 14.13:	Mecánica de la Fractura Aplicada a la Fatiga

LECCIONES AFINES

Lección 14.1:	Introducción Básica a la Fatiga
Lección 14.2:	Introducción Avanzada a la Fatiga
Lección 14.8:	Conceptos Básicos de Diseño de Fatiga en el Eurocódigo 3

RESUMEN

La lección describe la aplicación de los procedimientos de la mecánica de la fractura para el cálculo del desarrollo del perfil de la grieta y de las longevidades a la fatiga mediante la consideración de la propagación incremental de la grieta en el punto más profundo y en puntos superficiales de la misma. Se describe el efecto de los emplazamientos de iniciación múltiple y la subsiguiente fusión que tiene lugar. Se explica el método del diagrama de evaluación de la fatiga para la determinación del agotamiento final causado por rotura o colapso plástico. Se describe la ampliación de los tratamientos de fatiga a las cargas de amplitud variable con el fin de incluir los efectos de la tensión residual, del umbral y del cierre de la grieta.

1. INTRODUCCIÓN

En la lección 14.13 se describen los antecedentes básicos para la utilización de la mecánica de la fractura en las aplicaciones de la fatiga. Estos antecedentes demostraron que era posible integrar la Ley de Paris para la velocidad de propagación instantánea de la grieta de fatiga, con el fin de determinar la vida a la fatiga entre las magnitudes inicial y final concretas de una grieta. También demostraron que este enfoque se muestra totalmente coherente con el enfoque S-N para los detalles soldados y proporciona relaciones de la forma S^mN = constante, donde m es el exponente de la propagación de la grieta en la Ley de Paris, que normalmente tiene un valor de aproximadamente 3. También se demostró que, en el caso de las cargas de amplitud variable, el enfoque de la mecánica de la fractura proporcionaba las mismas respuestas que las que ofrecía la Ley de Miner en el caso de cargas también de amplitud variable, partiendo de la hipótesis de que no se produce interacción entre los ciclos de niveles de tensión diferentes.

2. DESARROLLO DEL PERFIL DE LA GRIETA

En términos geométricos, las grietas pueden clasificarse como:

(i) grietas a través del espesor

(ii) grietas embebidas

(iii) grietas superficiales

Con el propósito de tipificar la mecánica de la fractura, se asume hipotéticamente que las grietas superficiales o embebidas en parte del espesor tienen un perfil elíptico o semielíptico. La mayor parte de las grietas de fatiga en las estructuras soldadas se inician, o bien a partir de concentraciones de tensiones como, por ejemplo, bordes de soldaduras, o a partir de discontinuidades de las soldaduras o defectos internos. Así pues, las grietas de fatiga se propagan de manera que pasan de estar localizadas en parte del espesor a ocuparlo en su totalidad, y entonces se propagan como grietas a través del espesor si es que no han alcanzado el agotamiento final.

Durante las etapas en las que una grieta de fatiga ocupa parte del espesor, el coeficiente de intensidad de tensión varía alrededor del perímetro del frente de la grieta, tal y como se describe en las lecciones 14.10 y 14.11. Puesto que la velocidad de propagación de la grieta depende del coeficiente de intensidad de tensión elevado a la potencia m, se deduce que la grieta se propaga a diferentes velocidades en las diferentes posiciones de su frente y que puede, por lo tanto, modificar su perfil progresivamente. El coeficiente Y en la expresión general para el coeficiente de intensidad de tensión, $K = Y \sigma \sqrt{(\pi a)}$, es en sí mismo una función tanto de a/T, el ratio de la profundidad de la grieta con respecto al espesor, como de a/2c, la profundidad de la grieta frente a la longitud de la grieta, o el ratio del aspecto en el caso de las grietas en parte del espesor. Así pues, ya no resulta posible integrar directamente la ecuación de la Ley de Paris como una expresión analítica debido a las modificaciones en Y a medida que la grieta se propaga y modifica los ratios a/T y a/2c.

El procedimiento adoptado para tratar esta situación consiste en la utilización de los métodos numéricos incrementales. Empezando con el ratio del aspecto y la profundidad de la grieta iniciales necesarios, se calcula el coeficiente de intensidad de tensión en el punto más profundo de la grieta y en los extremos de la grieta para las condiciones de la solicitación aplicada. Esto puede hacerse utilizando las ecuaciones paramétricas de Raju y Newman, incluidas también, por ejemplo, en el Documento de BSI PD 6493[1], para las condiciones de tracción o de flexión puras en una chapa plana. Es posible demostrar que siempre se obtienen cálculos prudentes (elevados) del coeficiente de intensidad de tensión si el rango de tensión aplicada se representa mediante un gradiente lineal de la tracción y de la flexión en la zona de la grieta.

Las ecuaciones de Raju y de Newman permiten que se calcule el coeficiente de intensidad de tensión para tensiones unitarias a tracción o flexión, en cualquier posición situada en las proximidades del frente de la grieta, y el coeficiente total de intensidad de tensión se puede calcular sumando los componentes independientes de la tracción y de la flexión correspondientes al rango de tensión en cuestión. Con el fin de determinar la modificación progresiva del perfil de la grieta, el procedimiento consiste, en primer lugar, en calcular el coeficiente de intensidad de tensión para las posiciones más profunda y superficial (extremo) del frente de la grieta. A continuación, se calcula la velocidad de propagación de la grieta en la distancia más profunda, e incremental en la dirección de la profundidad. Se debe elegir esta distancia como una pequeña proporción de la parte todavía intacta, de tal manera que la velocidad de propagación de la grieta se pueda considerar razonablemente constante y el número de ciclos es la distancia dividida por la velocidad de propagación. Este mismo número de ciclos se aplica a la velocidad de propagación en los extremos de la grieta con el fin de calcular el incremento de la propagación de la grieta en esta dirección. Si se suman los incrementos de la propagación de la grieta en cada dirección a las dimensiones originales de la grieta, se obtienen las nuevas dimensiones que determinan el nuevo perfil.

A continuación, se vuelven a calcular los coeficientes de intensidad de tensión en las posiciones más profunda y del extremo para las nuevas dimensiones de la grieta, y se repite el

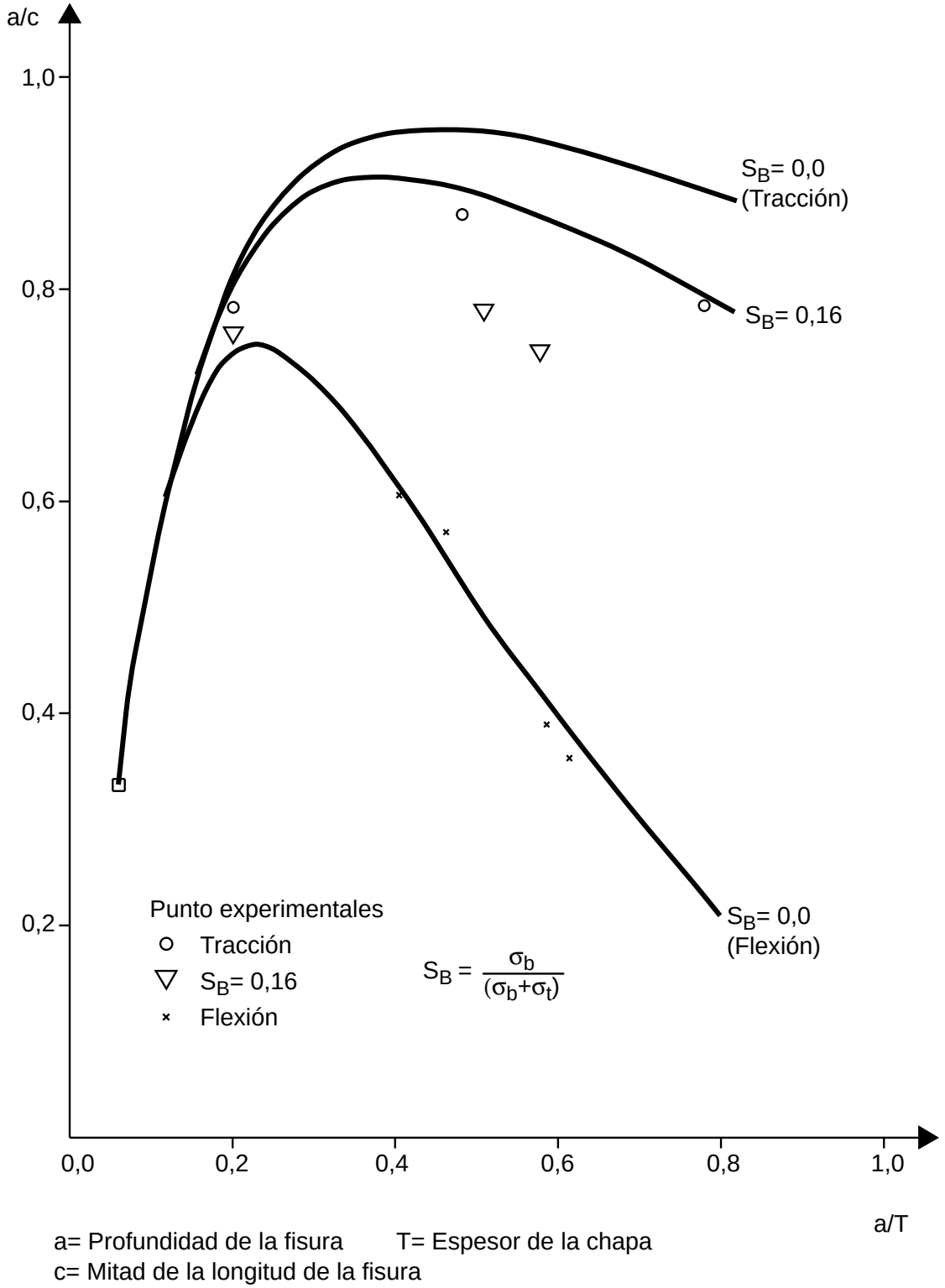


Figura 1 Patrones teóricos y experimentales del desarrollo del perfil de la fisura, para fisuras en chapas planas sujetas a diferentes magnitudes

procedimiento para un nuevo incremento de la propagación de la grieta en la dirección de la profundidad. Este cálculo se repite una y otra vez hasta que la grieta alcanza una magnitud final preestablecida o una magnitud que origine el agotamiento. La elección del tamaño de los incrementos de propagación de la grieta en la dirección de la profundidad es importante a fin de determinar tanto la exactitud como el tiempo/coste de la realización de los análisis. Normalmente los análisis se efectúan utilizando un programa informático con el objeto de realizar los cálculos etapa por etapa. Cuanto menores sean los incrementos mayor será la precisión de los resultados, aunque el número de etapas necesarias para alcanzar una determinada magnitud final de la grieta también será mayor. Normalmente el procedimiento más eficaz consiste en la utilización de pequeños incrementos a partir de la magnitud inicial de la grieta e incrementarlos por etapas sobre una base logarítmica para la parte restante del espesor. La razón para la utilización de este procedimiento consiste en que, a medida que la grieta aumenta de magnitud, la velocidad de propagación aumenta sustancialmente debido a que el coeficiente de intensidad de tensión se eleva a una potencia de la ley de propagación de la grieta. Por lo tanto, la mayor parte de la vida a fatiga transcurre mientras la grieta es de pequeña magnitud y la velocidad de propagación de la grieta se acelera rápidamente hacia el agotamiento.

Puesto que las tensiones de flexión y de tracción producen ratios diferentes del coeficiente de intensidad de tensión en las posiciones más profunda y extremas de la grieta, estas condiciones producen perfiles de grieta diferentes. La grieta de fatiga tiende a propagarse hasta adoptar un perfil en el que el coeficiente de intensidad de tensión es uniforme en las proximidades del frente de la grieta. Cuando la carga es de tracción, el perfil estable de la grieta tiende a ser semicircular, mientras que cuando las cargas aplicadas son exclusivamente de flexión el perfil estable es semielíptico. Este comportamiento se muestra en la figura 1, en la que se comparan los resultados de los análisis de la mecánica de la fractura con los experimentos procedentes de algunos trabajos realizados por Chu en UMIST [2]. También es posible que haya ciertos efectos de la carga de amplitud variable y del umbral sobre el desarrollo del perfil de la grieta. Estos efectos se discutirán más adelante.

Las dimensiones iniciales que se vayan a utilizar en los análisis de la mecánica de la fractura de fatiga dependen del nivel de exactitud detallada del modelo. Cuando la evaluación se lleva a cabo en base a un defecto detectado conocido, resulta obvio que se deben utilizar las dimensiones de éste. Si lo que se está intentando es crear un modelo del comportamiento de soldaduras teóricamente sanas, es necesario tener en cuenta las imperfecciones y los rangos de tensión inherentes a las uniones soldadas. Las hipótesis que se adopten a este respecto pueden ocasionar importantes diferencias en los resultados obtenidos. Hoy en día, está ampliamente aceptado que prácticamente la totalidad de la vida a la fatiga de las uniones soldadas no sometidas a reproceso consiste en la propagación de defectos iniciales minúsculos hasta alcanzar la magnitud final de la grieta para el agotamiento. Es necesario que los modelos de la mecánica de la fractura representen el comportamiento experimental observado tanto con respecto a la vida a la fatiga hasta el agotamiento como al desarrollo del perfil de la grieta. Los modelos que mejor responden al requisito anterior consideran la iniciación múltiple de las grietas y la coalescencia, tal y como se describe a continuación.

3. INICIACIÓN MÚLTIPLE DE LAS GRIETAS

Generalmente, en las uniones soldadas se observa que las roturas de fatiga se inician a partir de minúsculas inclusiones de escoria en la zona parcialmente fundida del borde de la soldadura, a lo largo de la línea de fusión. Estas intrusiones se distribuyen aleatoriamente a lo largo de la zona del borde de la soldadura. Esta distribución origina la iniciación múltiple e independiente de una serie de pequeñas grietas en el borde de la soldadura. Las posiciones exactas en las que se inician estas grietas dependen tanto de la existencia de estas intrusiones como del detalle de la geometría del borde de la soldadura, como por ejemplo el radio del borde de la soldadura, la magnitud y el ángulo de la soldadura. Las grietas se propagan de manera independiente hasta que interactúan con otras grietas adyacentes similares. En esta etapa se fusionan para formar una única grieta de la misma profundidad que las grietas únicas independientes pero con una longitud que cubre la longitud combinada de todas las grietas que se han unido, tal y como se muestra en la figura 2. El efecto consiste en que la curva de desarrollo del perfil de la grieta muestra una discontinuidad cuando se produce la coalescencia. En la figura 3 se muestra esta discontinuidad, en el caso del análisis de la mecánica de la fractura, del desarrollo del perfil de una grieta en los rangos de tensión típicas de las uniones tubulares de las plataformas petrolíferas. En la figura 3 también se efectúa una comparación con el caso de una única grieta con el mismo perfil inicial. Un estudio de estos efectos realizado por Thurlbeck [3] en UMIST demostró que la etapa de coalescencia dependía de la magnitud, ratio del aspecto y de las medidas extremas de las intrusiones iniciales del borde de la soldadura y que el análisis de la mecánica de la fractura podía proporcionar una buena predicción del comportamiento experimental observado, siempre y cuando se tuvieran en cuenta la geometría del borde de la soldadura, y de los efectos del umbral/carga de amplitud variable.

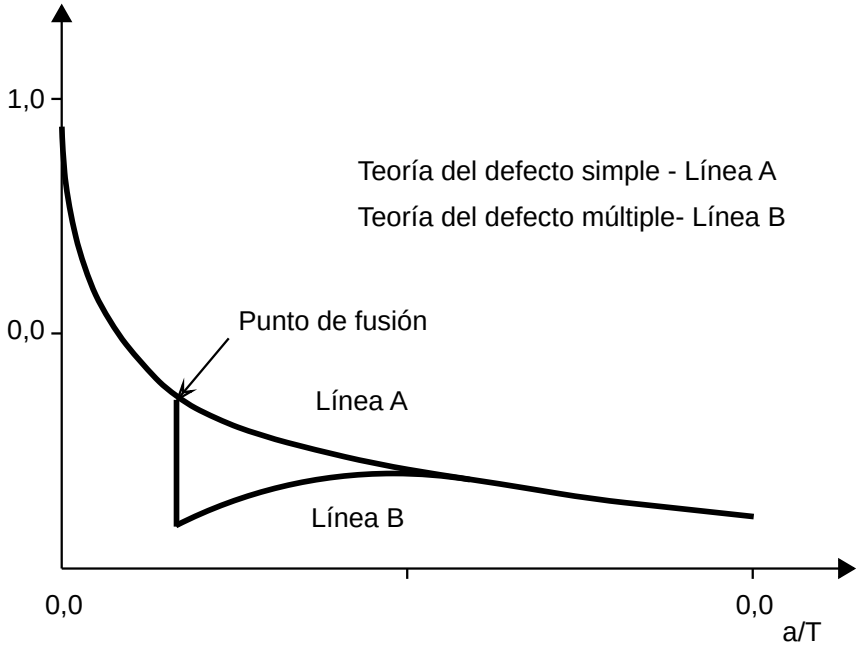


Figura 3 Comparación del desarrollo del perfil de la fisura para modelos de fusión simples y múltiples

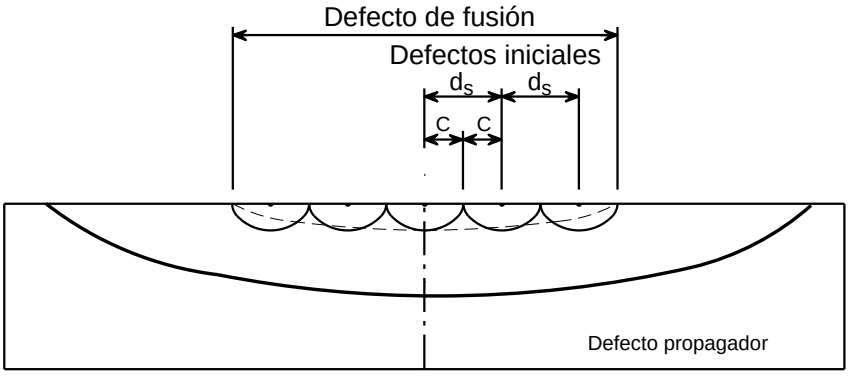


Figura 2 Modelo del comportamiento de fusión en la propagación de fisuras

Las magnitudes de las intrusiones del borde de la soldadura, que se consideran grietas iniciales en los análisis de la mecánica de la fractura de la fatiga en las uniones soldadas, son del orden de 0,1 a 0,4 mm

de profundidad. En el caso de una propagación de grietas múltiples, el ratio del aspecto inicial que se adopta es un ratio a/2c típico de 1, es decir, semicircular. La separación inicial de estas intrusiones depende del procedimiento de soldadura, espesor de la chapa y nivel de tensión, pero generalmente es del orden de 10 a 20 mm.

Cuando la carga aplicada es de amplitud variable, es posible que el coeficiente de intensidad de tensión de, pongamos por caso, la posición superficial (extremo) de la grieta sea superior al umbral, mientras que puede que el de la posición más profunda sea inferior, especialmente bajo condiciones de tensión de flexión aplicadas a una zona del borde de la soldadura. Si se produce esta situación, la propagación de la grieta puede tener lugar en los extremos de ésta pero no en el punto más profundo para este nivel de carga. El procedimiento de la propagación de las grietas de la mecánica de la fractura debe tener en cuenta este comportamiento. Así pues, la grieta modificará su perfil de manera diferente a como lo haría sin la intervención de los efectos umbral. En ocasiones, este efecto tiende a impulsar las grietas a lo largo de la superficie para proporcionarles un ratio del aspecto más largo cuando la carga es de amplitud variable que cuando es de amplitud constante, pero es posible predecir estos efectos mediante un modelo de la mecánica de la fractura creado cuidadosamente.

4. CRITERIOS DE AGOTAMIENTO FINAL

Normalmente, la magnitud final de la grieta que se va a utilizar como límite superior para el análisis de la mecánica de la fractura se adopta de tal modo que, o bien sea igual al espesor de la chapa o a la magnitud de la grieta que produciría un riesgo inaceptable de agotamiento. Los modos de agotamiento que se consideran normalmente son la rotura o el colapso plástico. Los análisis de la mecánica de la fractura también se utilizan con el objeto de determinar estas dos condiciones, y es posible integrarlos en un programa informático global que calcule tanto la fatiga como el comportamiento del agotamiento final. En el caso de componentes que contengan líquidos o gases, resulta obvio que el desarrollo de las grietas a través del espesor significa el agotamiento en forma de fugas, y esta magnitud de las grietas representa un límite superior natural para estos casos.

En la lección 14.10 de introducción a la mecánica de la fractura, se explicaron los factores principales en base a los cuales el coeficiente de intensidad de tensión es el parámetro que gobierna la tensión, la deformación y los campos de energía en las cercanías del borde de una grieta, y en la lección 14.12 se describieron los métodos para su determinación. También se explicó que, en el caso de los materiales que sufren el agotamiento por rotura bajo condiciones elástico-lineales, el agotamiento se produce a un valor crítico del coeficiente de intensidad de tensión. Este valor crítico se conoce como la tenacidad a la fractura y se le ha asignado el símbolo K_c. Se ha observado que esta tenacidad a la fractura depende del material, temperatura, índice de la deformación y triaxialidad de la tensión. Este último aspecto se manifiesta normalmente mediante los efectos de la geometría y del espesor sobre los valores de la tenacidad medidos experimentalmente. Se observa que la tenacidad disminuye cuando el espesor del material aumenta. En el caso de las probetas estándar para flexión o compactas para tracción, se proporciona un requisito mínimo de espesor con el fin de asegurar que las condiciones de deformación plana se mantengan durante la totalidad del proceso, y así obtener un nivel de tenacidad mínimo, conocido como la tenacidad a la fractura de la deformación plana que recibe el símbolo K_{Ic}. En la lección 14.10 también se explicó que la fluencia local en el borde de la grieta producía el mismo efecto, para los casos elásticos, que un ligero aumento de la longitud de la grieta y se introdujo el concepto de una corrección de la zona plástica para el coeficiente de intensidad de tensión. Este efecto de la plasticidad consistente en aumentar la intensidad de las condiciones del borde de la grieta adquiere una mayor importancia a medida que las condiciones de la tensión aplicada se aproximan a la fluencia general. El coeficiente de intensidad de tensión pierde su validez como parámetro elástico-lineal, al menos en el caso de probetas de laboratorio a escala reducida, aunque en las estructuras de magnitud real la existencia de una gran magnitud absoluta de zona plástica contenida por el material elástico circundante sigue siendo posible. Con el fin de analizar adecuadamente este tipo de situaciones, es necesario efectuar análisis de las tensiones elastoplásticas de los cuerpos fracturados y utilizar parámetros alternativos para medir la intensidad de las condiciones del borde de la grieta. La integral del contorno J y el desplazamiento de la apertura de la grieta (punta) δ constituyen dos parámetros de este tipo. La discusión completa de estos parámetros sobrepasa el objetivo de esta lección, pero basta saber que estos dos parámetros se transforman habitualmente en valores nocionales equivalentes de la tenacidad a las fracturas o del coeficiente de intensidad de tensión, en términos de K, por medio de las siguientes relaciones:

$$K^2 = E^f J = E^f m \sigma_Y \hat{o} \qquad (1)$$

donde $E^f = E$ para la tensión plana y $E^f = E/(1-\nu^2)$ para la deformación plana y m es un coeficiente de contención que normalmente oscila entre 1 y 2.

También es necesario considerar, además del agotamiento causado por la rotura, incluyendo los efectos de la fluencia sobre la intensidad de las condiciones del borde de la grieta, el efecto de las grietas sobre el agota-

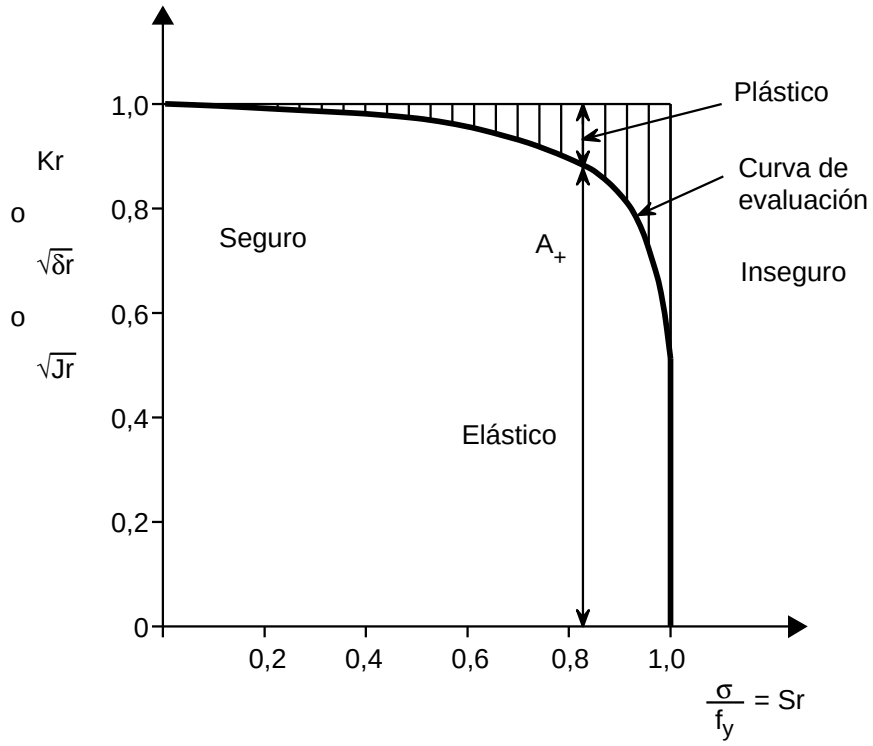


Figura 4 Interpretación del diagrama de evaluación como contribución(es) elástica(s) y plástica(s) a la fuerza propagadora total de la punta de la fisura

miento causado por el colapso plástico de la sección transversal neta restante. Uno de los mejores métodos para considerar la rotura y el colapso plástico en combinación consiste en la utilización de diagramas de evaluación del agotamiento del tipo de los que desarrolló originalmente en el Reino Unido el CEGB en su enfoque R6, actualmente incluido también en el documento PD 6493 [1], que describe la evaluación de la importancia de los defectos de las soldaduras. En la figura 4, se muestra un diagrama de evaluación del nivel 2. El eje vertical puede considerarse como el eje de rotura y es el ratio del coeficiente de intensidad de tensión elástica aplicada con respecto a la tenacidad a la fractura de la deformación en el plano, K_r. Evidentemente, si este ratio alcanza un valor de 1, el agotamiento se produce por rotura. El eje horizontal puede considerarse el eje de la plasticidad y es el ratio de la carga aplicada con respecto a la carga del colapso plástico, S_r (basado en el colapso de la resistencia al esfuerzo cortante, la media de la resistencia a la rotura y de la carga de deformación permanente). Una vez mas, si el valor del ratio alcanza 1 se prevé el agotamiento, esta vez por colapso plástico. A medida que el ratio S_r aumenta, también lo hace la cantidad de la plasticidad en el borde de la grieta, la cual, a su vez, aumenta la intensidad de las condiciones del borde de la grieta desde el punto de vista de la rotura. Si se considera que el coeficiente de intensidad de tensión equivalente de la ecuación (1) consta de partes elásticas y plásticas, a medida que la cantidad de plasticidad se incrementa también debe aumentarse la parte plástica del coeficiente de intensidad de tensión equivalente y se debe reducir la parte elástica. Puesto que el eje de K_r tan sólo utiliza el coeficiente elástico de intensidad de tensión, es necesario tener en cuenta el efecto de la plasticidad mediante una reducción del valor de K_r a medida que S_r aumenta. Así pues, en la figura 4 la altura de la curva del diagrama de evaluación en cualquier valor de S_r representa el valor admisible de K_r basado en el coeficiente de intensidad de tensión elástico, mientras que el área sombreada por encima de la curva representa la contribución adicional al coeficiente de intensidad de tensión equivalente debida a la plasticidad.

El procedimiento para efectuar la evaluación de la aceptabilidad de cualquier tamaño de la grieta en particular consiste en calcular los parámetros K_r y S_r (o L_r en el caso del diagrama de evaluación del nivel 3 basado en el comportamiento de fluencia y del endurecimiento). La edición de 1991 del documento PD 6493 [1] de BSI contiene tres niveles del diagrama de evaluación, tal y como se muestra en la figura 5, y proporciona procedimientos detallados para el cálculo de los diversos parámetros. El punto que representa las coordenadas K_r S_r (o L_r) se dibuja en el diagrama de evaluación apropiado. Si este punto se encuentra dentro del diagrama de evaluación, tal y como

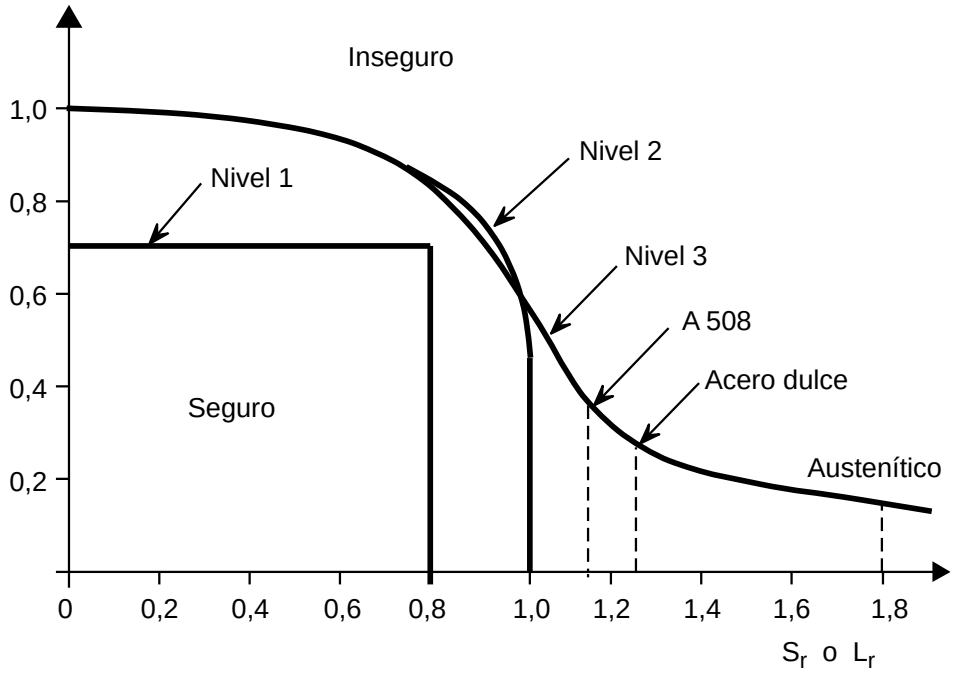


Figura 5 Grupo de diagramas de evaluación en PD 6493 1991

se muestra en A en la figura 4, la grieta se considera segura, mientras que si se encuentra fuera de la curva, como se muestra en B, la grieta se considera no segura.

Debe tenerse en cuenta que, para los fines de la evaluación de la rotura, el coeficiente de intensidad de tensión debe calcularse en base al valor máximo de la tensión aplicada y también debe incluir el efecto de cualquier tensión residual, térmica o de otras tensiones secundarias. Para los cálculos de la propagación de la grieta de fatiga, el valor que se debe utilizar en las relaciones de la Ley de Paris es el del rango del coeficiente de intensidad de tensión y las tensiones residuales de las soldaduras no se introducen directamente, aunque es posible que produzcan efectos indirectos, tal y como se discute a continuación.

Cuando se utilizan programas informáticos para el cálculo del comportamiento de la propagación de la grieta de fatiga, es posible utilizar el mismo programa para calcular los parámetros K_r y S_r (o L_r) al final de cada incremento de la propagación de la grieta, así como para verificar si los valores resultan admisibles para el diagrama de evaluación relevante.

5. TRATAMIENTOS AVANZADOS

En otras lecciones se ha hecho mención al cierre de la grieta, al umbral y a los coeficientes efectivos de intensidad de tensión. Existen evidencias considerables que demuestran que dos de los efectos de la plasticidad consisten en propagar la grieta a través del material deformado y en crear una huella de material plástico sin carga detrás del avance del borde de la grieta. El efecto de este comportamiento consiste en que es posible que los lados de la grieta se junten hasta cerrarse, y que la única parte del campo del coeficiente de intensidad de tensión que esté causando daños en forma de propagación de las grietas de fatiga sea la parte debida a las tensiones superiores al nivel en el que los lados de las grietas se separen de nuevo. Varios investigadores han desarrollado programas informáticos para la propagación de la grieta de fatiga basados en la utilización de campos efectivos del coeficiente de intensidad de tensión, teniendo en cuenta los efectos del ratio de las tensiones y de las tensiones residuales sobre el comportamiento del cierre de la grieta, incluyendo los efectos de la interacción de los ciclos en las cargas de amplitud variable. Estos tratamientos parecen prometedores en cuanto a la predicción de los efectos de estas diversas variables sobre el comportamiento de la rotura de fatiga, pero su consideración detallada sobrepasa el objetivo de estas lecciones.

6. RESUMEN FINAL

- Es posible utilizar los procedimientos de la mecánica de la fractura con el fin de calcular el desarrollo del perfil de la grieta y la longevidad a la fatiga, considerando la propagación incremental de la grieta en el punto más profundo y en los puntos superficiales.

- Es posible tener en cuenta los efectos de los emplazamientos de iniciación múltiple y de la coalescencia subsiguiente.

- Es posible utilizar los métodos del diagrama de evaluación del agotamiento con el objeto de determinar el agotamiento final causado por rotura o por colapso plástico.

- Es posible extender los tratamientos de fatiga a la carga de amplitud variable e incluir los efectos de la tensión residual, del umbral y del cierre de la grieta.

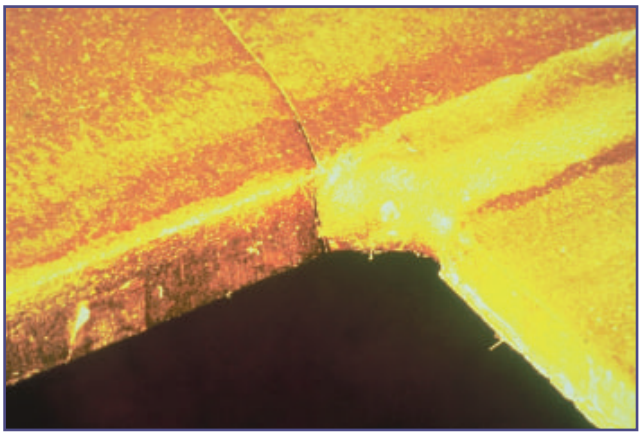
7. BIBLIOGRAFÍA

[1] PD6493: Guidance on Methods for Assessing the Acceptability of Flaws in Fusion Welded Structures, British Standards Institution, 1991.

[2] Chu, W. H., The Influence of Plate Thickness Geometry Variations on Fatigue Strength of Fillet Welded Joints, MSc Thesis, UMIST, 1984.

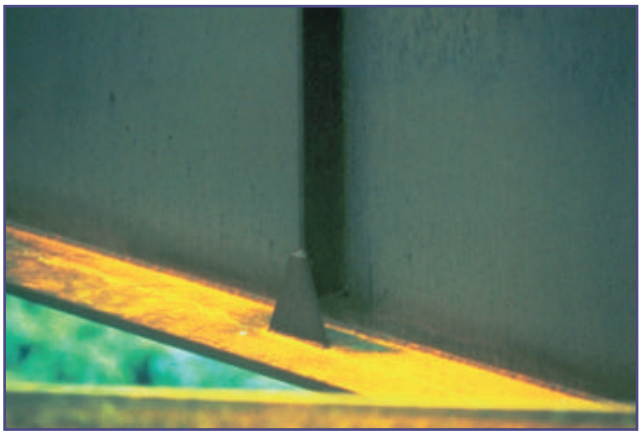
[3] Thurlbeck, S. D., A Methodology for the Assessment of Weld Toe Cracks in Tubular Offshore Joints, PhD Thesis, UMIST, 1991.

DIAPOSITIVAS COMPLEMENTARIAS DEL TOMO 14: DISEÑO PARA FATIGA

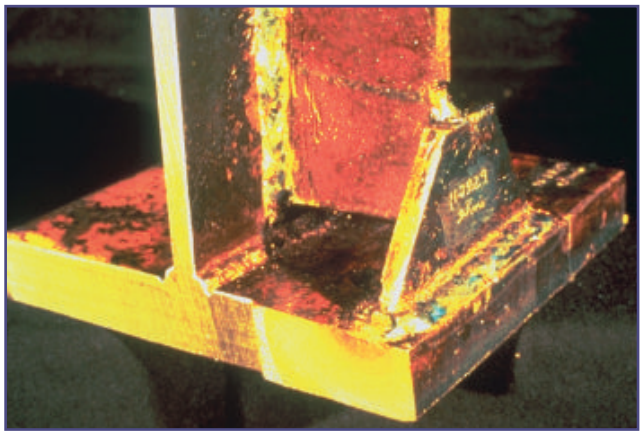


T14c1 Grieta de fatiga producida en el pie de la soldadura a tope

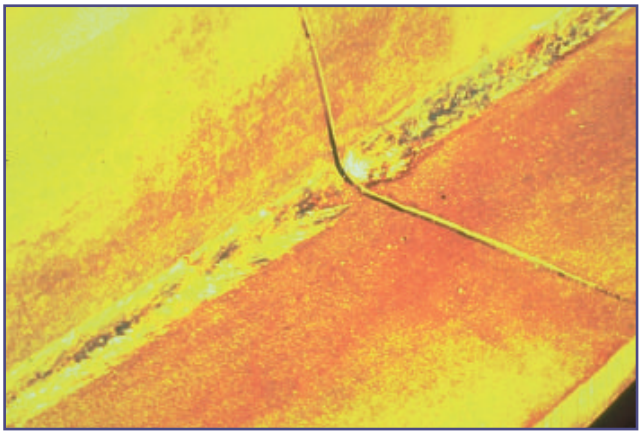
T14c2 Grieta de fatiga producida en raiz de soldadura a tope con penetración parcial



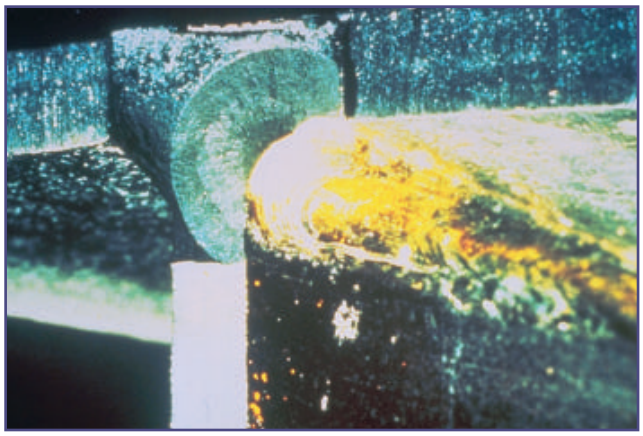
T14c3 Detalle de rigidizador intermedio de alma



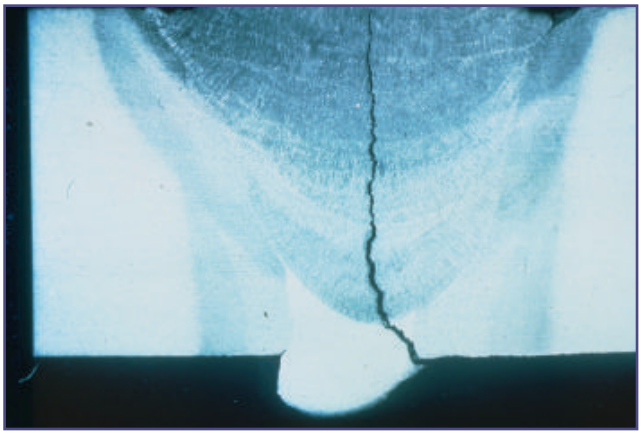
T14c4 Grieta de fatiga producida de la discontinuidad de la fotografía anterior



T14c5 Grieta de fatiga producida en alma a ala soldada

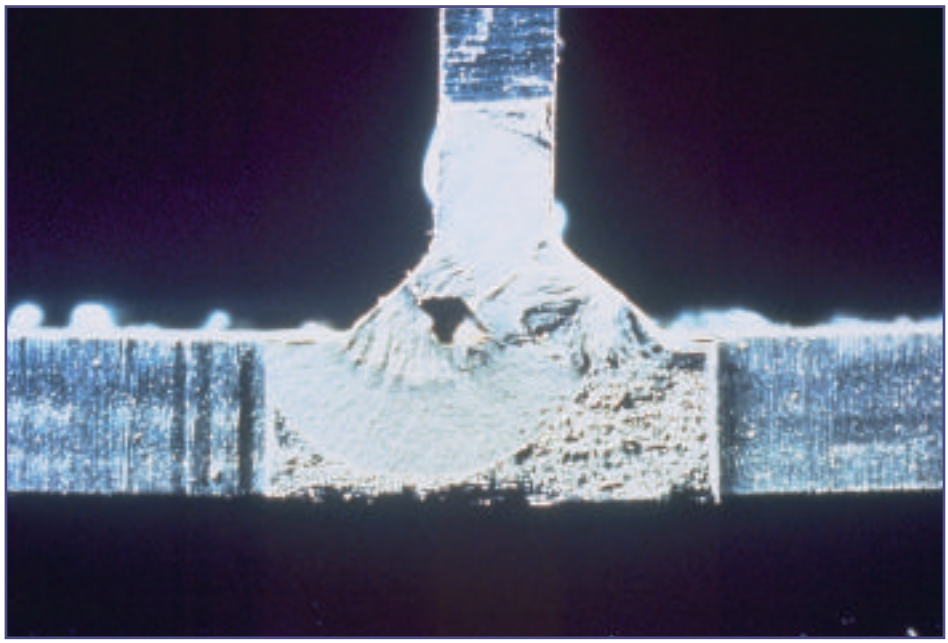


T14c6 Sección transversal de detalle de la fotografía anterior



T14c7 Grieta de fatiga producida en un perfil insuficiente en la raiz de la soldadura en ángulo

T14c8 Unión atornillada con fatiga a cortante en tornillos debido a excesiva flexibilidad de la unión



T14c9 Grieta de fatiga producida en imperfección interna en soldadura en T