

CMMoST 2021

6TH INTERNATIONAL CONFERENCE ON

Mechanical Models in Structural Engineering

01 – 03 December 2021

Escuela de Ingenierías Industriales
Universidad de Valladolid

Full Papers



UNIVERSIDAD DE GRANADA



UNIVERSIDAD DE SEVILLA



Universidad de Valladolid

6th International Conference on Mechanical
Models in Structural Engineering

CMMOST 2021

Valladolid, December 2021

Editors

Antolín Lorenzana Ibán

Luisa María Gil Martín

Enrique Hernández Montes

Margarita Cámara Pérez

Víctor Compán Cardiel

Andrés Sáez Pérez

Coordination and design

Álvaro Magdaleno González

Escuela de Ingenierías Industriales. Universidad de Valladolid

Paseo del Cauce 59, 47009 Valladolid (Spain)

cmmost21@uva.es

ISBN: 978-84-09-39323-7



CMMOST 2021. Full Papers is licensed under CC BY-NC-ND 4.0

© 2022 Universidad de Valladolid

Without written permission of the editors and the authors it is forbidden to reproduce or adapt in any form or by any means any part of this publication. Requests for obtaining the right to reproduce or utilize parts of this publication should be addressed to the editors.



UNIVERSIDAD DE GRANADA



UNIVERSIDAD DE SEVILLA



Universidad de Valladolid

SPONSORS

ITAP



Ayuntamiento de
Valladolid



Colegio Oficial de
Ingenieros Industriales
de Madrid



CONTENTS

Sponsors	iv
Contents	v
Organization	viii
Preface	x
Plenary speakers	xi
Full papers	1
Scalable and low-cost MEMS-based Structural Health Monitoring system. A. Izquierdo, J.J. Villacorta, L. del Val and A. Magdaleno	2
Evaluation of vibration transmission of L-shaped plates using finite element analysis. J. Magdaleno, E. Segovia, J. Carbajo, J. Ramis and M.A. Martín	17
Damage detection in slender structures based on a hybrid system of supervised learning algorithms and model updating to analyze raw dynamic data. C. Peláez, A. Magdaleno and A. Lorenzana	34
Estimation of short-term deflection in RC beams using effective moments of inertia. L.M. Gil-Martín, M.A. Fernández-Ruiz and J.F. Carbonell-Márquez	53
Avoiding failure propagation in steel truss bridges: a case study. M. Buitrago, E. Bertolesi, G. Caredda, M. Orrù, M.C. Porcu and J.M. Adam	67
The Octahedron family as a source of tensegrity structures: study of the equilibrium configurations considering different force:length ratios. M.A. Fernández-Ruiz, E. Hernández-Montes and L.M. Gil-Martín	79
Mechanical behaviour of demountable and reusable joints with welded studs. I. García-García, C. López-Colina, M.Á. Serrano-López and Y. C.-Wang	91
Progressive collapse assessment of precast reinforced concrete structures using the Applied Element Method (AEM). N. Makoond, M. Buitrago and J.M. Adam	100
Analysis of spherical shell structures using three-dimensional finite elements formulated in general curvilinear coordinates. J.M. Martínez-Valle	118
Modelling variable pedestrian dynamic loading factors induced on rigid surfaces. M. García-Diéguez, J.L. Zapico-Valle	129

Ultra-high performance concrete (UHPC) with substitution of cementitious matrix by waste. M.D. Rubio-Cintas, M.E. Parrón-Rubio, F. Pérez-García, J.M. García-Manrique and A. González-Herrera	140
Cost-efficient modeling for estimating the elastic properties of fiber-reinforced composites. J.C. García-Merino, C. Calvo-Jurado, L. Rodríguez-de-Tembleque, A. Sáez-Pérez and E. García-Macías	148
Dynamic response of a footbridge when used for a group of synchronized walkers. M. Cacho-Pérez, A. Iglesias-Pordomingo, A. Magdaleno and A. Lorenzana . . .	161
Composite bridge deck optimization with trajectory-based algorithms. D. Martínez-Muñoz, A.J. Sánchez-Garrido, J.V. Martí and V. Yepes	174
Neutrosophic logic applied to the multi-criteria evaluation of sustainable alternatives for earth-retaining walls. A.J. Sánchez-Garrido, D. Martínez-Muñoz, I.J. Navarro and V. Yepes	188
Numerical simulation of high-efficiency one pass welding process in thick steel plates considering hardening effects. M. Vukovojac, B. Jalušić, M. Perić, I. Skozrit and Z. Tonković	204
Application of NSGA-II to design multiple mitigation devices in slender structures. E. Pérez-Vázquez, M. Posada-Calvo, A. Magdaleno and A. Lorenzana	214
Metamodeling of the additional plate in bending in beam-to-beam steel connections. M. López, A. Loureiro, R.M. Gutiérrez and J.M. Reinosa	229
Numerical model for the parametric analysis of the impact ball-paddle racquet. G. Castillo-López, F. García-Sánchez and J.M. conde-Calabrús	236
Estimation and validation of modal masses in constant mass-density systems. N. García-Fernández, R. Stufano, M. Aenlle and P. Fernández	246
Study of the reinforcement in a footbridge with vibration problems. N. García-Fernández, P. Fernández, M. Aenlle, M. Muñoz-Calvente and A. Álvarez-Vázquez	259
Detección de daño estructural en estructuras de madera laminada mediante la actualización de modelos de elementos finitos y análisis modal. R. Sánchez-Ruiz, R. Sancibrian, I. Lombillo, J. Peña-Laso and A. Gaute . . .	272
Economic analysis about the influence of the direct connection micropile-foundation on the underpinning project costs. F. Pellicer-Martínez, V.S. Martínez-Lirón, A.M. Hernández-Díaz, J.A. López-Juárez and J. Pérez-Aracil	282
On modal analysis of phase-field fracture models. K. Jukić, T. Jarak, Z. Tonković and A. Lorenzana	301

On the natural boundary conditions in the mixed collocation methods for elasticity problems. B. Jalušić and T. Jarak	321
Modelling crowd-structure interaction on an ultra-lightweight FRP footbridge. C. Gallegos-Calderón, J. Naranjo-Pérez, M.D.G. Pulido, J.M. Goicolea and I.M. Díaz	335
Sensor placement optimization using convex L_0 norm relaxations. M. Jokić and J. Rožić	345
Design and performance of a hysteretic dissipator. M. Diaferio, D. Foti, M. Lerna and M.F. Sabbà	357
Extending the fatigue life of slender steel footbridges with Tuned Mass Dampers. J.F. Jiménez-Alonso, J.M. Soria, I.M. Díaz and A. Sáez	366
Numerical analysis of aluminium lattice structure with K-joints. N. Nikolić and B. Šćepanović	374
M_{cr} -L curves for hot rolled I sections. P. Subotić and B. Šćepanović	391
A fast approach to study the dynamic response of railway bridges accounting for soil-structure interaction. P. Galvín, A. Romero, E. Moliner, D.P. Connolly and M.D. Martínez-Rodrigo	400
Parametric analysis of serviceability limit state verifications in reinforced concrete elements subjected to bending. M. Sáez Fernández, J. Pereiro-Barceló and F.B. Varona-Moya	409
Parametric structural analysis of reinforced lightweight concrete beams for buildings. I. Vives, A.J. Tenza and F.B. Varona-Moya	429
Mechanical behavior of TRM masonry panels previously damaged by high temperatures. B. Torres, F.B. Varona-Moya, F.J. Baeza, L. Estevan and S. Ivorra	449
Forensic analysis taken after the collapse of a historical bell. S. Ivorra, B. Torres, L. Estevan and D. Bru-Orts	462
Structural optimization of lively composite floors with integrated constrained layer damping. P. Vidal-Fernández, C.M.C. Renedo, I.M. Díaz and J.H. García-Palacios	474
Author index	488

Forensic analysis taken after the collapse of a historical bell.

Ivorra Chorro, Salvador¹; Torres Górriz, Benjamín¹; Estevan García, Luís¹; Bru Orts, David¹.

¹ *Departamento de Ingeniería Civil. Universidad de Alicante, España. Carretera San Vicente sn 03690 San Vicente del Raspeig, Alicante.*

ABSTRACT

This paper describes the analysis performed after the collapse of the historical *EL JAUME* Bell in the Cathedral of Valencia's Micalet Bell Tower in Spain (Fig.1). When the bells were being rung during the celebration on Christmas Day 2014, a sudden collapse took place fortunately without any casualties.

After several visits to the bell tower, a forensic study was carried out to determine the causes that had originated the collapse of this historical bell, which dates back to 1429. A fractographic and metallographic analysis of the steel shaft was initially carried out. This study allowed us to know the characteristics and mechanical properties. In a second phase, a fatigue damage analysis was carried out. The remaining fatigue life was estimated from the Whöler SN curves for elements subjected to rotational bending.

Once this analysis was performed, it was concluded that the bell collapse was caused by fatigue damage in steel shaft, which theoretically should have been reached between 300000 and 400000 cycles. Specifically, damage propagation occurred due to an incorrect design of the steel shaft that caused a cross section with high stress concentration. Finally, the paper shows the remedial measures proposed in all the bells of the Micalet bell tower, whose steel shafts were designed under the same criteria and therefore, there was uncertainty about their remaining fatigue life.

Keywords: Bell, fatigue failure, cyclic loading, forensic engineering, collapse.

1. INTRODUCCIÓN.

Desde antiguas civilizaciones hasta nuestros días, los toques y avisos que se podían realizar con las campanas eran un código que los ciudadanos conocían y marcaba la vida de los pueblos. La misión de los toques de campanas ha sido fundamentalmente informativa, pero también han sido utilizadas para otros aspectos como marcar el paso del día, coordinar o delimitar el territorio [1]. Esta operación del toque de campanas ha sido realizada, a lo largo de la historia, de forma manual mediante el empleo de ballestas, cuerdas instaladas excéntricas al eje de giro de la campana para provocar su giro total o parcial. No obstante, a partir de la segunda mitad del siglo XX aparece la mecanización del toque de campanas. La mecanización consiste en el empleo de un motor que, o bien acciona el giro de la campana o bien acciona una masa golpeante mientras la campana permanece quieta.

Sin embargo, es a finales de 1980 cuando aparece la figura del campanero, voluntarios formados, profesionales no remunerados que además de tocar las campanas de forma manual, recuperan toques

antiguos, promueven restauraciones y divulgan sus actividades [2]. De esta forma, a día de hoy el toque de campanas se ha convertido en una tradición muy arraigada que se practica, habitualmente, durante las jornadas de festividades religiosas. La técnica consiste en, varios operarios o *campaners*, voltean simultáneamente varias campanas intentando compaginar los toques simultáneamente creando un lenguaje sonoro estético.

Durante el tiempo de uso de las campanas, el cual puede llegar a alcanzar varios siglos, todos sus componentes están sometidos a una serie de cargas cíclicas de naturaleza dinámica. Estos elementos, probablemente fueron diseñados bajo la hipótesis de vida infinita. Sin embargo, durante el volteo de la campana los elementos pueden iniciar a acumular daño debido a la iniciación de fisuras debidas a fatiga y su propagación [3, 4]. De hecho, la iniciación de fisuras por fatiga en acero de altas resistencias es un tema que ha recibido muchos estudios durante los últimos años. [5, 6].

El fallo y colapso de una campana, aunque resulta poco habitual (los autores del presente artículo sólo han identificado dos publicaciones científicas en la que explican en profundidad los fallos ocurridos en la *Freedom Bell* en Berlín [7], *Liberty Bell* en Filadelfia [8] and *Big Ben Bell* en Londres [8]), sus consecuencias pueden ser muy graves, ya que:

- Se trata de un elemento de grandes dimensiones y peso que voltean a varias revoluciones por minuto con respecto a un eje.
- El volteo manual implica la proximidad de los campaneros en el entorno de la campana.
- La campana se ubica frente a espacios abiertos para garantizar que las ondas se propagan con facilidad, pudiendo llegar a salir disparada de la torre.

En este contexto general, este artículo analiza el colapso de una campana histórica que data de 1429. Se trata de la campana llamada *El Jaume* con un peso total de 28.5 kN, situada en el campanario *Micalet* de la Catedral de Valencia. El colapso de la campana tuvo lugar el 25 de diciembre de 2014 durante la festividad del día de Navidad mientras se practicaba el toque manual de las mismas, afortunadamente sin producir daños personales. Tras el colapso se realizaron varias visitas al campanario y se llevó a cabo un análisis de las causas que podrían haber originado el colapso. Para ello se realizaron análisis fractográficos y metalográficos del acero del eje de la campana que fue recuperado tras el colapso, aspecto que permitió identificar el tipo y propiedades mecánicas del acero. Posteriormente se llevó a cabo un estudio del daño acumulado en el eje debido a fatiga, concluyendo que el colapso se produjo debido a un diseño incorrecto del eje, el cual provocó una sección de fuerte concentración de secciones que redujo su vida remanente a fatiga a un máximo de 400.000 ciclos. Finalmente, este artículo describe las soluciones implementadas en todas las campanas del campanario, que habían sido diseñadas bajo el mismo criterio y por tanto existía incertidumbre sobre su vida remanente a fatiga.

2. LA CAMPANA EL JAUME DEL CAMPANARIO MICALET DE LA CATEDRAL DE VALENCIA.

La catedral de Valencia se encuentra ubicada en el núcleo histórico de Valencia y su torre campanario recibe el nombre de *Micalet*. Tiene 51 metros de altura hasta la terraza y 51 metros de perímetro. Su altura total es de 63 metros y tiene forma de prisma octogonal (Figura 1.a). Su construcción se inicia en 1381 y finaliza en 1429. En la parte superior de la torre se encuentra la sala de campanas, abierta por ocho ventanales cada uno en una de sus caras. En esta sala existen un total de 11 campanas de bronce

[9]. Las tres campanas más antiguas, llamadas Catalina (1305), El Jaume (1429) y Pablo (1489) viajaron a la Exposición Universal de Sevilla en el año 1992 donde fueron declaradas como Monumento Histórico Nacional [10]. Fue entonces cuando las autoridades locales valencianas decidieron llevar a cabo un proceso de restauración de las campanas, sustituyendo algunos elementos metálicos por otros nuevos. Concretamente, los ejes metálicos que conectaban el contrapeso de madera con los rodamientos fueron sustituidos. Tras este proceso de restauración, las campanas regresaron a Valencia, fueron instaladas y continuaron funcionando.



(a)



(b)

Figura 1. (a)- Campanario El Micalet. (b)- Campana El Jaume.

El día 25 de diciembre de 2014, la campana llamada *El Jaume* (Figura 1.b) colapsó durante el toque manual durante la celebración del día de Navidad. La campana cayó desde una altura de cuatro metros al suelo de la sala de campanas, afortunadamente sin causar ningún herido. El peso aproximado de esta campana, incluyendo el contrapeso, herrajes, bronce y badajo es de 28.5 kN. Desde la fecha de su restauración en 1992 hasta el día de su colapso en 2014, la campana participó aproximadamente en 30 toques anuales. Cada toque tenía una duración de unos 15 minutos y la velocidad de volteo de esta campana se encuentra en torno a 35 rpm [11]. Esto hace un total, aproximadamente, de 346500 ciclos.

3. INVESTIGACIÓN DEL COLAPSO.

Tras el colapso de la campana se llevó a cabo un estudio para determinar las causas que habían originado el colapso. De la primera inspección visual, se observó que:

- Las asas de la campana (elemento de unión entre la campana y el contrapeso) estaban completamente cortadas (Figura 2.a).
- El eje de giro, en su apoyo izquierdo, estaba completamente fracturado (Figura 2.b).
- El rodamiento del eje derecho se encontraba partido (Figura 2.c).



(a)



(b)



(c)

Figura 2. (a)-Rotura de las asas de la campana. (b)- Rotura del eje en su apoyo izquierdo. (c)- Rotura del rodamiento del eje derecho.

La campana se encontraba en posición vertical sobre el suelo, por lo que todo parece apuntar a que la rotura se produjo en el instante en que la campana se encontraba en posición horizontal apuntando hacia el exterior de la torre.

El eje de la campana está formado por una pieza de madera de grandes dimensiones, llamado contrapeso. En la zona próxima a los apoyos, el contrapeso dispone de un cajeadado hueco prismático, de dimensiones 60x60x50 mm. Sobre este hueco se inserta un elemento prismático metálico, de 650 mm de longitud y que presenta dos secciones transversales. Un primer tramo de sección cuadrada de 60x60 mm y de 550mm de longitud. Un segundo tramo, más corto, de 100 mm de longitud y de sección circular de 55 mm de diámetro. Esta parte del eje circular se inserta en el rodamiento permitiendo el giro de la campana.

Se observa que la rotura del eje en su apoyo izquierdo se ha producido justo en la sección de transición de barra de sección cuadrada a sección circular. Un dato de especial importancia es que la transición entre sección cuadrada y sección circular no presenta ningún radio de acuerdo, lo que inicialmente implica una sección de concentración de tensiones. La inspección visual de la sección de rotura (Figura

3), permitió observar cuatro zonas claramente diferenciadas (A, B, C, D), sensiblemente circulares todas ellas

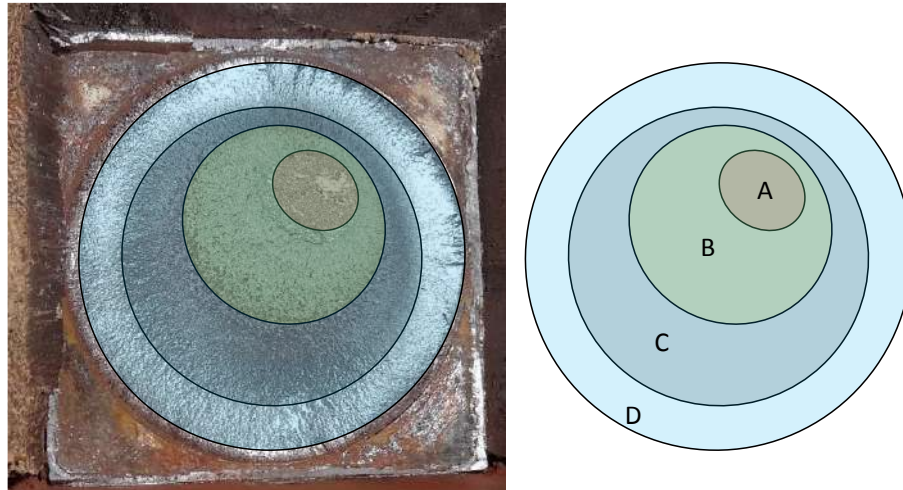


Figura 3. Sección transversal de la rotura del eje e identificación de zonas.

La zona A es una zona de gran rugosidad y de color brillante. Se trata de la última sección resistente cuando se produjo el colapso, por lo que la rotura de esa porción de sección se produjo de forma dúctil una vez ya plastificada. La zona B presenta menor rugosidad que la zona A y está generada por las variaciones cíclicas de tensiones de tracción y compresión por la flexión rotativa del eje. La zona C presenta un color rojizo derivado de la oxidación del acero, lo que indica que esta zona ya llevaba un cierto tiempo abierta. Finalmente, la zona D apenas presenta rugosidad debido a la fricción entre los dos extremos de una grieta, que han provocado su pulido. En esta zona es donde se inicia y propaga la rotura del eje. Este esquema de rotura es identificable al correspondiente a un eje trabajando cíclicamente a esfuerzos de tracción-compresión derivados de flexión positiva-negativa sometido a bajos esfuerzos –las revoluciones de la campana son relativamente bajas comparadas con las velocidades de trabajo de un eje de una máquina industrial- pero con concentraciones de esfuerzos severas.

A partir de lo observado, se deduce por tanto que el colapso se ha producido de la siguiente forma:

- Rotura del eje izquierdo durante el volteo de la campana, justo en la sección de transición. Todo parece indicar que la rotura ha sido debida a un fallo por fatiga del eje.
- Al producirse la rotura del eje, la campana gira con respecto al anclaje derecho.
- Este giro produce la rotura del rodamiento derecho.
- El conjunto formado por la campana y el contrapeso impactan contra el suelo produciéndose la rotura frágil de las asas.

4. ANÁLISIS METALOGRAFICO DEL ACERO DEL EJE.

El eje metálico de la campana fue recuperado y sometido a un análisis metalúrgico, con el objetivo de determinar el tipo de acero, su estado y sus propiedades mecánicas. Se realizaron determinaciones de dureza Brinell HB y Rockwell HRb [12] y determinación de microestructura. La resistencia equivalente a partir de ensayos de dureza se obtuvo empleando las equivalencias DIN 50150 [13].

La Tabla 1 muestra los resultados de los análisis de dureza realizados. A partir de las mediciones realizadas, para cada método se han obtenido resultados con muy poca variabilidad. Se observa una mayor dispersión en las resistencias estimadas entre ambos métodos, con valores de 745 MPa estimadas mediante el método dureza Rockwell y 830 MPa con el método Brinell.

Tabla 1. Resultados de ensayos de dureza.

Ensayo de dureza	Número	Valor mínimo	Valor máximo	Valor promedio	Resistencia equivalente (MPa) [13]
Rockwell HRb	6	95	96	95.5	745
Brinell HB	6	205	220	212.5	830

Finalmente, las imágenes obtenidas del análisis fractográfico (Figura 4) mediante lupa esteoscópica muestra unas irregularidades superficiales presentes a lo largo de toda la periferia del eje en la sección de rotura. Estas irregularidades o principios de entalla pueden haber sido provocadas por impacto, seguramente provocadas con la herramienta utilizada para la inserción del eje metálico en el contrapeso. Estas irregularidades producidas en la sección de rotura han podido suponer el inicio de la propagación de las grietas asociadas a fatiga.

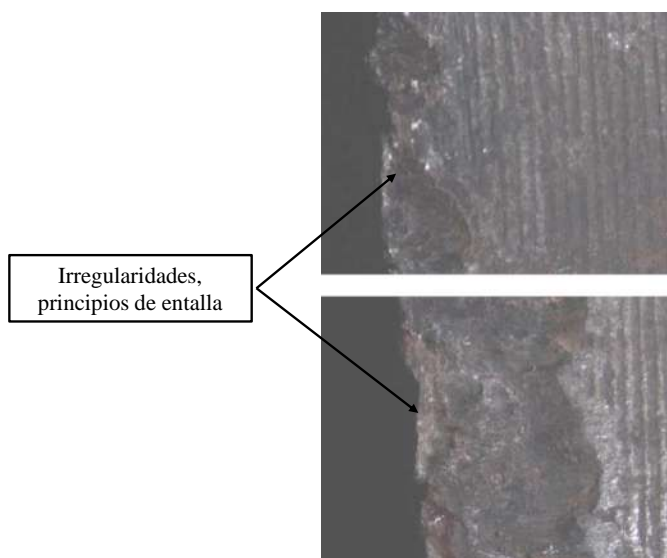


Figura 4. Irregularidades a lo largo del perímetro de la sección circular de rotura.

5. ESTIMACIÓN DE LA VIDA REMANENTE A FATIGA DEL EJE.

Desde un punto de vista estático, el eje de la campana puede considerarse como una viga biapoyada sometida a la acción del peso propio equivalente a 28.5 kN. Asumiendo un modelo simplificado para el conjunto, en la sección de rotura aparecen unos esfuerzos correspondientes a 1.5 kNm de momento flector y 13.9 kN de cortante. Para la sección circular, la tensión equivalente de von Mises equivale a un total de 92.6 MPa, valor muy inferior a la resistencia estimada del análisis fractográfico y cuyo valor resultó en torno a 745 MPa.

Sin embargo, el volteo de la campana produce una inversión cíclica de esfuerzos tracción-compresión. Se generan por tanto unas fuerzas de inercia H, V (Figura 5) que se transmiten a la torre a través del eje. [14] presentó estos resultados y propuso unos valores de amplificación dinámica de 1.5 para la carga vertical y 0.4 para la carga horizontal, con respecto al peso propio de la campana. Teniendo en cuenta esta consideración, la carrera de tensión von Mises amplificada dinámicamente en la sección de rotura se encuentra en torno a 139 MPa.

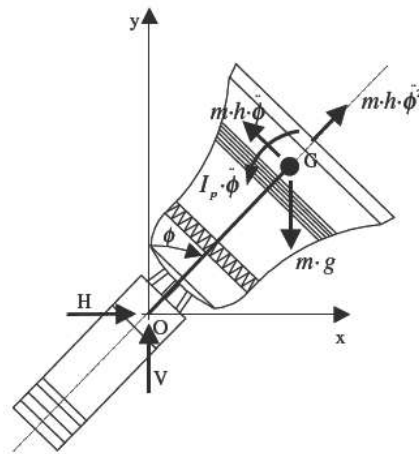


Figura 5. Modelo simplificado de la campana y sus fuerzas de inercia. Extraído de [14].

Para el estudio del fallo por fatiga es necesario la obtención de las curvas SN, también conocidas como curvas de Wöhler [15], las cuales permiten efectuar predicciones conservativas del comportamiento a fatiga. Sobre la base de una gran cantidad de datos experimentales sobre elementos de acero se ha podido determinar que la resistencia a la fatiga para 10^3 ciclos es de $0.9 S_u$ para probetas solicitadas en flexión rotativa, y que exhiben una resistencia a vida infinita, $S_n = 0.5 S_u$ a partir de los 10^6 ciclos, donde S_u es la resistencia última del material [16].

La resistencia a vida infinita, además, se ve afectada por otros factores que tienen en cuenta el efecto de acabado superficial, tamaño, tipo de carga, temperatura y efecto concentrador de tensiones. Esta resistencia, llamada tensión de fatiga S_n' , puede obtenerse a partir de las ecuaciones (1), (2) y (3) [15]:

$$S_n' = K_a \cdot K_b \cdot K_c \cdot K_d \cdot K_e \cdot \left(\frac{S_n}{K_f} \right) \quad (1)$$

$$K_f = 1 + (K_t - 1) \cdot q \quad (2)$$

$$K_t = A \left(\frac{r}{d} \right)^b \quad (3)$$

Donde:

- S_n' es la tensión de fatiga.
- K_a es el coeficiente de acabado superficial.

- K_b es el coeficiente de efecto tamaño.
- K_c es el coeficiente de tipo de carga.
- K_d es el coeficiente de temperaturas.
- K_e es el coeficiente de confiabilidad.
- S_n es la resistencia teórica a vida infinita a partir de 10^6 ciclos, $S_n = 0.9 \cdot S_u$
- K_f es el coeficiente de entalla o concentración de tensiones. A partir de los 1000 primeros ciclos, viene definido a partir de la ecuación (2).
- K_t es el factor teórico elástico, definido a partir de la ecuación (3).
- q es la sensibilidad de la muesca o entalla.
- A y b son coeficientes obtenidos a partir de [15, 16].
- r es el radio de transición en la sección de concentración de tensiones.
- d es el diámetro del eje en la sección del fallo.
- D es el diámetro equivalente a sección circular de la porción de eje de mayor sección

Para el caso que nos ocupa y a partir de las recomendaciones seguidas en [15, 16], la mayoría de los anteriores parámetros (K_a, K_b, K_c, K_d, K_e) adoptan valores muy próximos a la unidad. Sin embargo, el que representa una mayor afección sobre la tensión de fatiga es el coeficiente K_f , coeficiente de entalla el cual depende fuertemente del radio de transición entre las dos secciones transversales. La evolución del coeficiente de entalla o concentración de tensiones en función del radio de acuerdo para el eje objeto de este estudio se muestra en la Figura 6. Para valores muy reducidos –del orden de 0.01 mm-, el coeficiente K_f alcanza valores en torno a 4.7. A partir de valores de r en torno a 30 mm, el factor de concentración de tensiones se reduce a la unidad, desapareciendo este efecto de entalla.

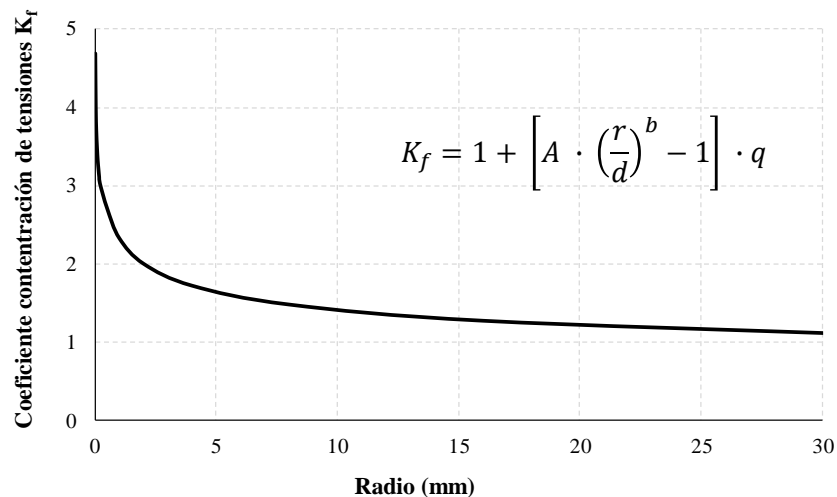


Figura 6. Evolución del coeficiente de concentración de tensiones K_f

La Figura 7 muestra la curva Stress S - Log (Number of cycles, N), donde se observa la curva sin considerar el efecto de concentración de tensiones, las curvas SN considerando una concentración de tensiones para un radio de transición de 0 y 2.5 mm y las tensiones de von Mises en la sección crítica del eje, amplificadas dinámicamente como se indicó en [14].

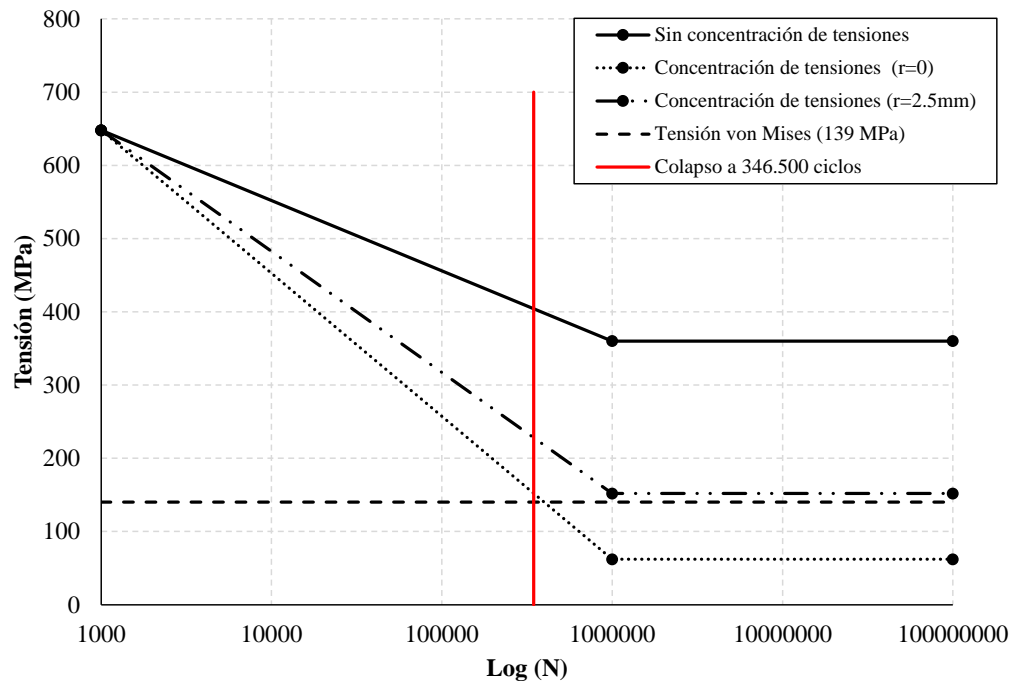


Figura 7. Curvas SN para el eje de rotura considerando diferentes coeficientes de concentración de tensiones K_f .

A la vista de los resultados, la rotura del eje como consecuencia del daño acumulado por fatiga ya estaba prevista en su curva de vida. La situación más desfavorable de rotura se habría producido a partir de los 355000 ciclos (cruce de la carrera de tensión de von Mises de 139 MPa con la curva SN para $r=0$), considerando un radio de transición de 0, es decir, una unión a 90° . De hecho, con la inspección visual se ha comprobado que el radio de transición es inexistente ya que ésta se produce en ángulo recto.

A partir del calendario anual de toques de campanas publicado anualmente en [2], la campana *El Jaume* participa aproximadamente en 30 toques anuales, con una duración de 15 minutos por toque aproximadamente. La velocidad de volteo de esta campana se encuentra en torno a 35 rpm [11] en condiciones normales de operación. Con estos datos puede estimarse que desde la fecha de su restauración en 1992 hasta el día de su colapso en 2014, la campana ha volteado alrededor de su eje unos 346500 ciclos. Por tanto, el escenario de fallo converge razonablemente bien con radios de acuerdo próximos a 0. De entre los factores que pueden haber reducido la vida útil por debajo de los 355000 ciclos acelerando la rotura es la aparición de corrosión en el exterior del eje, introduciéndose en la grieta tal y como se mostró en la Figura 3.

En el caso de no existir una transición entre secciones del eje, podría concluirse que nunca se habría producido la rotura del eje ya que no existiría el efecto de concentración de tensiones (Figura 7). Tal y como se ha indicado en la Figura 6, a partir de un radio de 30 mm prácticamente desaparece el efecto concentración de tensiones, aunque podría concluirse que la rotura no se habría producido adoptando radios de transición mínimos en torno a 2.5 mm (Figura 7).

6. MEDIDAS CORRECTORAS ADOPTADAS.

Realizado el análisis del colapso de la campana El Jaume, se decidió adoptar las siguientes consideraciones para evitar nuevos colapsos en el resto de campanas, las cuales fueron rehabilitadas bajo las mismas directrices que la campana El Jaume:

- Prohibición inmediata de voltear el resto de las campanas situadas en el Micalet, que fueron restauradas en 1992 mediante el mismo procedimiento que el empleado en la campana *El Jaume*.
- Realizar una inspección de los ejes de todas las campanas, que consisten en el desmontaje completo del contrapeso de madera y ejes metálicos para someterlos a ensayos no destructivos con líquidos penetrantes y/o radiografías en la zona de cambio brusco de sección.
- Sustitución de ejes y adaptación de contrapesos que a partir de los ensayos e inspecciones realizadas, proporcionen incertidumbre en cuanto a la remanencia de su resistencia a fatiga.

Concretamente, en la campana El Jaume se aumentaron las dimensiones de los ejes metálicos para garantizar la vida remanente a fatiga. El nuevo eje metálico de la campana *El Jaume* es de 90×90 mm en la sección cuadrada y 80 mm de diámetro en la sección circular. Además se llevó a cabo una transición suave entre las secciones cuadradas y circulares del eje (Figura 8). Esta transición se ha conseguido mediante mecanización del eje. Con este mecanizado, el efecto de concentración de tensiones es muy reducido y no supone un aspecto crítico sobre la vida remanente a fatiga. Esto, unido al aumento de las dimensiones del eje, hace que el eje de la campana esté preparado para resistir las sollicitaciones generadas por el volteo de la campana.



Figura 8. *Transición suave entre sección cuadrada y sección circular.*

7. CONCLUSIONES.

Este artículo describe y analiza el colapso de la campana *El Jaume* del campanario *Micalet* de la Catedral de Valencia, España. El colapso se produjo el día 25 de diciembre de 2014 durante la celebración del volteo manual de las campanas con motivo del día de Navidad, afortunadamente sin causar heridos.

La inspección visual realizada y los análisis metalúrgicos y fractográficos realizados al eje metálico de la campana permitió establecer un primer enfoque del problema. Todo indicó apuntar a que se produjo el agotamiento de la vida útil del eje de la campana debido a fatiga del material provocado por las cargas cíclicas generadas durante el volteo de la campana. En base a este primer diagnóstico, se realizó un estudio para estimar la vida remanente de fatiga empleando las curvas SN. A la vista de los resultados, se concluyó que la vida remanente a fatiga del eje de la campana se agotaría alcanzado los 355000 ciclos, mientras que el colapso de la campana se produjo a los 346500 ciclos, aproximadamente.

El diseño del eje de la campana –sustituido en 1992 con motivo de la restauración de la misma- fue uno de los motivos fundamentales que propiciaron el inicio y propagación de grietas perimetrales asociados a fatiga del material. El eje disponía de un cambio brusco de sección cuadrada a sección circular, sin transición suave entre ambas, produciendo una fuerte concentración de tensiones en esta sección. Este aspecto provocó que la tensión de fatiga a 10^6 ciclos se redujera considerablemente. Se considera altamente probable la concurrencia no de una, sino de varias grietas iniciales originadas en la periferia y en esta sección de transición.

Otro aspecto observado que también tuvo gran importancia en la iniciación de estas grietas fue la presencia de inicios de entallas perimetrales en el eje. Estas irregularidades fueron provocadas, presumiblemente, por impacto de la herramienta utilizada para la inserción y fijación del eje en el contrapeso de madera.

Basados en este diagnóstico, se establecieron una serie de medidas con el objetivo de evitar el colapso en el resto de campanas. Estas medidas consistieron en una sustitución de todos los ejes metálicos y del diseño adecuado de la transición entre secciones circulares y cuadradas para evitar una zona de fuerte concentración de tensiones que pudiera comprometer la vida remanente a fatiga de los ejes.

AGRADECIMIENTOS

Los autores quieren expresar su agradecimiento al Dr. Francesc Llop y a todo el equipo de Gremis de Campaners de la Catedral de València por su colaboración en esta investigación, así como a las empresas 2001 Técnica y Artesanía SL y Electro Recamp SL por su apoyo.

REFERENCIAS

- [1] Resolución del 18 de febrero de 2019, de la Dirección General de Bellas Artes, por la que se incoa expediente de declaración de toque manual de campana como manifestación representativa del Patrimonio Cultural Inmaterial.
- [2] www.campaners.com, consultada el día 11 de enero de 2015.
- [3] Zhenyu Zhu, Yilin Zhu, Qingyuan Wang. Fatigue mechanisms of Wheel rim Steel under off-axis loading. *Materials Science and Engineering A* 773 (2020) 138731.
- [4] A. Cavuto, M. Martarelli, G. Pandarese, G.M. Revel, E.P. Tomasini, Train wheel diagnostics by laser ultrasonics, *Measurement* 80 (2016) 99–107
- [5] Y. Li, V. Aubin, C. Rey, P. Bompard, Microstructural modeling of fatigue crack initiation in austenitic steel 304L, *Procedia Eng.* 31 (2012) 541–549.

- [6] R. Pérez-Mora, T. Palin-Luc, C. Bathias, P.C. Paris, Very high cycle fatigue of a high strength steel under sea water corrosion: a strong corrosion and mechanical damage coupling. *Int. J. Fatigue* 74 (2015) 156-165.
- [7] D. Bettge, C-P Bork. Failures of Berlin Freedom Bell since 1966. *Engineering Failure Analysis* 43 (2014) 63-76.
- [8] H.J. Petroski. On the cracked bell. *Journal of Sound and Vibration*. Volumen 96, Issue 4, 22 October 1984, page 485-493.
- [9] Francesc Llop i Álvaro. *Las campanas de la Catedral de València*. Universitat de València. Facultat de Geografia i Història. 2011.
- [10] Decreto 217/2018 de 30 de novembre (DOGV núm. 8439 07-12-2018) (BOE núm 16 18-01-2019).
- [11] Salvador Ivorra. *Acciones dinámicas introducidas por las vibraciones de las campanas sobre torres-campanario*. Universitat Politècnica de València. PhD, 2002.
- [12] C. Barajas, J. De Vicente, J. Caja, P. Maresca, E. Gómez. Considerations to the hardness Brinell measurement using optical equipment. *Manufacturing Engineering Society International Conference 2017, MESIC 2017, 28-30 June 2017, Vigo (Pontevedra), Spain*. *Procedia Manufacturing* 13 (2017) 550–557
- [13] Eulogios Santos, Julio Yenque, Oswaldo Rojas, Víctor Rosales. Notas científicas acerca del ensayo de dureza. *Industrial Data* 2001, (4) 2: 73-80.
- [14] Ivorra S, Palomo MJ, Verdú G, Zasso A. Dynamic forces produced by swinging bells. *Meccanica*. 41 (1): 47-62.
- [15] Robert L. Norton. *Machine Design (5th Edition)*. Ed. Pearson, September 16, 2013.
- [16] Luis A. de Vedia, Hernán Svodoba. *Fatiga. Ensayos industriales*. Departamento de Ingeniería Mecánica y Naval. Facultad de ingeniería. Universidad de Buenos Aires. 2002.