



Análisis del fenómeno de fatiga en implantes dentales monocomponente

Analysis of the fatigue phenomenon on mono-component dentals implants

Carlos Figueroa-Hernández^{1,*}, Efraín Pantaleón-Matamoros^{II}; Susana Méndez-González^{III}; Carlos García-Fernández^I; Reyniel Gómez-González^I; Janet Carvajal-de la Osa^I

I. Universidad Tecnológica de La Habana José Antonio Echeverría. La Habana, Cuba

II. Universidade Federal do Rio Grande do Norte. Brasil

III. Empresa de Ingeniería y Proyectos del Petróleo (Cupet). La Habana, Cuba

*Autor de correspondencia: carlosrfh@tesla.cujae.edu.cu

Este documento posee una [licencia Creative Commons Reconocimiento-No Comercial 4.0 internacional](#)



Recibido: 1 de octubre de 2019

Aceptado: 20 de noviembre de 2019

Resumen

En el presente trabajo se realizó un análisis del fenómeno de fatiga que ocurre en implantes dentales monocomponente, los cuales tienen un diseño diferente a los que se comercializan en la actualidad. Las expresiones de la mecánica de la fractura (MF) para la fatiga fueron utilizadas de conjunto con los procesos de modelación por elementos finitos (MEF). Los modelos seleccionados consideran la presencia de defectos en el material y su influencia en la cantidad de ciclos de fatiga, tanto en la etapa de iniciación como durante la propagación de la grieta. Los parámetros geométricos y tensionales seleccionados para la simulación

se correspondieron con la norma ISO 14801. El análisis propuesto permitió determinar el número de ciclos hasta la rotura, el cual alcanzó el valor de $1,9 \times 10^4$ para un esfuerzo máximo de 220 N. La variación del factor de intensificación de tensiones (ΔK) se determinó, evaluando su comportamiento para diferentes condiciones de carga durante el recorrido de la grieta. El valor máximo obtenido fue de $464 \text{ MPa}\sqrt{m}$.

Palabras claves: implantes monocomponente; fatiga; elementos finitos; factor de intensificación de tensiones.

Abstract

In the present work an analysis is made on the fatigue phenomena that is present in dental implants mono-component, which have a different design to those that are commercialized nowadays. Fatigue fracture mechanics models were used in combination with finite element simulation processes. The selected models consider the presence of defects in the material and its influence on the number of fatigue cycles, both in the initiation stage and during the propagation of crack. The geometrical and tensional parameters selected for the simulation correspond to ISO 14801. The proposed analysis allows to evaluate the

fatigue phenomena present in the dental implants mono-component, determining the number of cycles until the break, which reached the value of $1,9 \times 10^4$ using 220 N as maximum load. The variation of the tension intensification factor (ΔK) was determined, evaluating its behavior for different load conditions during the path of the crack. The maximum value obtained was $464 \text{ MPa}\sqrt{m}$.

Key words: mono-component implants, fatigue, finite element, stress intensity factor.

Cómo citar este artículo:

Figueroa Hernández C, Pantaleón Matamoros E, Méndez González S, et al. Análisis del fenómeno de fatiga en implantes dentales monocomponente. Ingeniería Mecánica. 2020;23(1):e595. ISSN 1815-5944.

Introducción

La degradación de las propiedades de los dientes asociadas a traumas y enfermedades, es actualmente una de las problemáticas de la salud pública. Cuando faltan dientes ocurre la reabsorción del hueso alveolar. Para restaurar la función masticatoria, la estética y la fonética se incorpora una prótesis dental en sustitución de las piezas caídas [1, 2].

A comienzos del siglo XX se sientan las bases en la búsqueda del reemplazo de los dientes, apareciendo los implantes dentales, los cuales son un sustituto artificial de la raíz de un diente perdido. Habitualmente tienen forma roscada y están fabricados con materiales biocompatibles que permiten su unión al hueso [3].

Varios han sido los estudios realizados sobre los implantes dentales de aleaciones de titanio y cromo-cobalto [4, 5], incrementándose en las últimas décadas el interés por caracterizar su comportamiento a la fatiga mecánica; para lo cual habrá de prestarse especial atención a distintos factores como: las propiedades

mecánicas de los materiales y las características geométricas de dichos implantes, en específico su rosca externa, por actuar como un concentrador de tensiones [6].

Esta situación de cargas cíclicas provoca que el fenómeno de la fatiga en implantes dentales sea un área de interés para los fabricantes, puesto que, aunque la tasa de éxito es muy elevada, algunos implantes pueden llegar a fracasar por fatiga.

Los pronósticos de durabilidad de los materiales utilizados en la fabricación de las prótesis dentales sometidos a fatiga, se hacen a partir de ensayos de laboratorio, donde finalmente se obtiene el comportamiento de las tensiones que son aplicadas con relación al número de ciclos de carga [7].

El objetivo del presente trabajo consiste en hacer un análisis del comportamiento a la fatiga de implantes dentales monocomponente, utilizando la modelación por elementos finitos y los modelos de la mecánica de la fractura.

Para lograr este fin, se tomaron como referencia nuevos diseños de implantes y los parámetros que se recomiendan según la norma ISO 14801 [8]. De este modo, se determinaron los valores de las tensiones equivalentes para el cálculo del número de ciclos de fatiga del implante y del factor de intensificación de tensiones durante el crecimiento de la grieta, hasta la rotura final.

Métodos y Materiales

Norma ISO 14801

Para evaluar la idoneidad de los diferentes diseños de implantes y componentes se realizan *test* de fatiga, definidos por la norma ISO 14801. Esta norma, titulada “Ensayo de fatiga para implantes dentales endoóseos”, especifica cómo se deben ensayar los implantes endoóseos de manera individual [8].

La misma establece un procedimiento general para realizar ensayos de fatiga a implantes dentales sencillos endoóseos, de tipo transmucosal y de sus componentes protésicos prefabricados. Este método resulta útil para la comparación de implantes dentales endoóseos de diferentes diseños o tamaños. Durante el ensayo se simula la carga funcional a la que se encuentra sometido el cuerpo de un implante dental endoóseo y de los componentes de su parte protésica, bajo las peores condiciones. Esta norma recomienda situar el nivel de carga máximo en torno al 80 % del valor de la carga de rotura estática del implante. La carga debe variar sinusoidalmente entre un valor pico y el 10 % de este valor para un coeficiente de asimetría de $R = 0,1$. El implante dental endoóseo se debe fijar de manera que su eje forme un ángulo de $30^\circ \pm 2^\circ$ con la dirección de aplicación de la carga.

Para fijar el implante durante el ensayo se utilizó un soporte de cobre, el cual debe tener un módulo de elasticidad mayor de 3 GPa.

Determinación de las tensiones equivalentes por el método de los elementos finitos (MEF) aplicando la norma ISO 14801

El método de los elementos finitos permite predecir el comportamiento in vivo mediante la simulación de las tensiones, bajo las solicitaciones de carga que provocaron la fractura, así como la simulación y predicción de la formulación matemática convencional para el estudio de fatiga [9].

En esta sección se describe el procedimiento a seguir para realizar un estudio de elementos finitos mediante el software comercial Ansys Workbench 17.1 (Canonsburg, PA, USA) de un implante dental monocomponente.

Dimensiones específicas del ensayo

La configuración geométrica de los implantes fue obtenida de una propuesta de diseño previa, figura 1, siendo necesario únicamente la obtención de la geometría del miembro hemisférico y del soporte del implante. Estos tres elementos conforman el ensamblaje requerido para la simulación del ensayo de fatiga, figura 2. Los tres modelos propuestos fueron simplificados para evitar la complejidad en los cálculos. La simplificación se centra en un modelo con la presencia de 2 agujeros pasantes en el cuerpo del implante, figura 2.

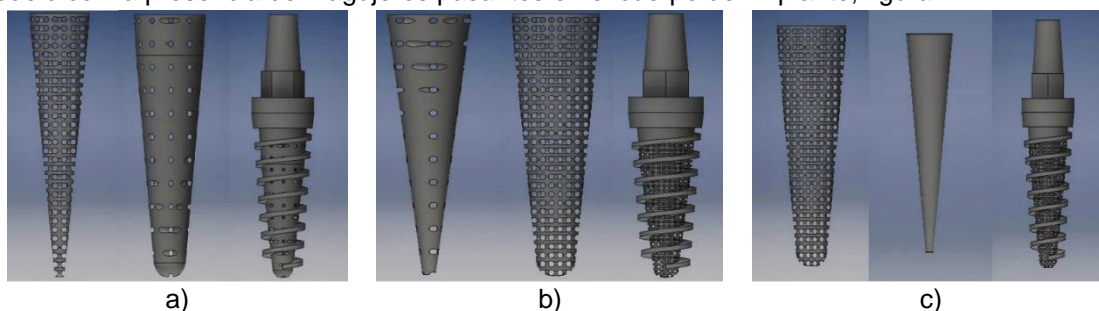


Fig. 1. Modelos propuestos: a) Implante más poroso en el núcleo y menos en la superficie, b) Implante menos denso en el núcleo y más poroso en la superficie, c) Implante denso en el núcleo y poroso en la superficie. Fuente: Inventor 6

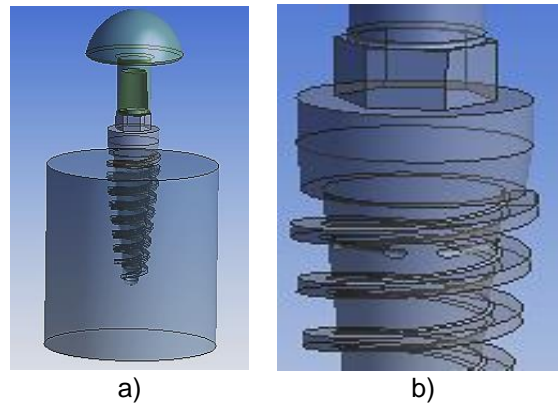


Fig. 2. a) Ensamblaje con miembro hemisférico y soporte cilíndrico.
 b) Modelo simplificado para el análisis de fatiga. Fuente: Ansys Workbench 17.1.

Propiedades de los materiales del ensamblaje

En el ensamblaje del miembro hemisférico, implante y soporte cilíndrico se han considerado todos los materiales con comportamiento elásticos, isótropos y homogéneos. Las propiedades de los mismos fueron tomadas de los estudios realizados por Bacchi y Guerola [10, 11], tabla 1.

Tabla1. Propiedades de los materiales utilizados en la simulación por elementos finitos. Fuente [10,11]

Materiales	Módulo elástico E [GPa]	Coefficiente de Poisson μ
Ti6Al4V	110	0.30
Cromo - Cobalto	218	0.33
Cobre	128	0.34

Mallado

Una vez obtenido el diseño del ensamblaje, éste se transfirió al software de elementos finitos Ansys Workbench 17.1 (Canonsburg, PA, USA).

El mallado del ensamblaje se realizó con elementos tetraédricos de 10 nodos de propósito general, recomendado para geometrías irregulares. La preferencia física seleccionada fue la mecánica, que es la que mejor se adapta a las tensiones y deformaciones. Se fijó una relevancia de 40 para obtener un mayor refinamiento bajo la condición de proximidad y curvatura. Esto permite suavizar las curvas y aumentar el número de celdas alrededor de las aristas.

Condiciones de contorno y cargas

Todos los grados de libertad del cilindro de cobre fueron restringidos, figura 3. Se simularon siete niveles de carga (máximas y mínimas) sobre el miembro hemisférico con ángulo $\Theta = 30^\circ$, garantizando un coeficiente de asimetría $R = 0,1$, tabla 2.

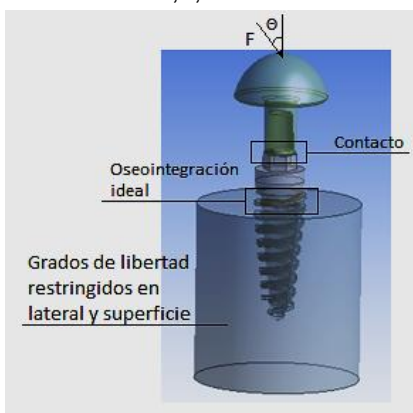


Fig. 3. Esquema de las condiciones de contorno y la configuración de cargas.
 Fuente: Ansys Workbench 17.1

Tabla 2. Niveles de cargas aplicadas.
 Fuente: elaboración propia

Cargas máximas (N)	Cargas mínimas (N)
110	11
120	12
130	13
140	14
160	16
200	20
220	22

Determinación del comportamiento a la fatiga de los implantes monocomponente utilizando los modelos de la mecánica de la fractura

Cálculo de la vida a fatiga

La falla por fatiga en un componente mecánico tiene lugar en dos etapas. Una fase inicial llamada de iniciación de grieta en la que se generan microgrietas, generalmente en una zona cercana a la superficie o en las proximidades de defectos del material [7, 12] Una fase posterior de propagación de grieta, caracterizada por el crecimiento estable de la misma. Esta fase termina con la fractura total del componente.

La vida de un elemento mecánico que esté sometido a fatiga (N_T) puede ser calculada por la suma del período que transcurre hasta que aparece la grieta (N_i) o período de incubación más el tiempo o período necesario para que la grieta se propague hasta la rotura final (N_f), expresión 1.

$$N_T = N_i + N_f \quad (1)$$

Determinación de los ciclos de inicio de una grieta de fatiga

El surgimiento de la grieta de fatiga a partir de un determinado defecto (rosca, chavetero, cambio de sección, poro, nódulo, inclusión) puede ocurrir con cargas que no sobrepasan el límite elástico del material, aunque localmente a nivel del grano las tensiones provocan el movimiento de las dislocaciones que dan origen al surgimiento de las grietas [7, 12].

El número de ciclos necesarios para el inicio de una grieta en la interface metal inclusión puede ser determinado por la expresión 2 [14].

$$N_i \cdot \Delta W d = 4\pi \cdot \rho \cdot \gamma \quad (2)$$

Donde, γ es la energía de fractura por unidad interfacial de área, ρ radio del defecto en el eje de mayor magnitud y $\Delta W d$ es la energía de deformación en la punta de la grieta.

Cálculo de los ciclos de propagación de una grieta de fatiga

La fase de propagación de una grieta comienza cuando la misma ha alcanzado un tamaño considerable desde el punto de vista macroscópico, de forma tal que su ritmo de crecimiento se estabiliza y no se ve afectado por la microestructura del material y las características de la superficie donde se ha generado. Bajo estas condiciones, el material puede ser considerado continuo y homogéneo, y el crecimiento de la grieta puede ser caracterizado haciendo uso de los conceptos tradicionales de la mecánica de la fractura, ya sea elástica lineal o elasto-plástica [12].

La propagación de la grieta por fatiga constituye la segunda y última etapa en el proceso de rotura. Para determinar su comportamiento es utilizada la expresión (3) de Paris-Erdogan [12, 13], que relaciona la velocidad de propagación de una grieta $\frac{dc}{dN}$ con las constantes del material A y P , así como con la variación del factor de intensificación de tensiones (ΔK), expresión 3

$$\frac{dc}{dN} = A(\Delta K)^P \quad (3)$$

Aplicando integral a la expresión 3 se obtiene el número de ciclos hasta la rotura, C_0 es el tamaño del núcleo de la grieta inicial y C_f la longitud final de la grieta, expresión 4.

$$N_f = \int_{C_0}^{C_f} \frac{dc}{A(\Delta K)^P} \quad (4)$$

Para el cálculo del factor de intensificación de tensiones se puede utilizar la expresión 5 [13].

$$\Delta K = Y \Delta \sigma \sqrt{\pi a} = Y(\sigma_{\max} - \sigma_{\min}) \sqrt{\pi a} \quad (5)$$

Donde a es la longitud de la grieta, Y es un parámetro geométrico, σ_{\max} y σ_{\min} las tensiones del ciclo de fatiga.

Procedimiento utilizado para determinar el número de ciclos de fatiga en presencia de defectos

Para el estudio del efecto que genera la presencia de un defecto, se parte del punto de vista desarrollado por Griffith [12, 13], al introducir en el material una discontinuidad o grieta de forma elíptica. En el caso de los agujeros o valle de la rosca, ambos constituyen un defecto. Se admite que la grieta se propagará si la disminución de la energía elástica resultante del aumento de la longitud de esta, es mayor que el incremento de la energía superficial debido al aumento del área de la superficie de la grieta. La energía de deformación Wd se determina utilizando la expresión dada por Petch [12], que para el caso de las tensiones tangenciales queda de la forma siguiente, expresión 6.

$$Wd = \frac{\pi \cdot C^2 \cdot \tau^2}{G} \quad (6)$$

Donde, C es la semilongitud del defecto, τ tensión tangencial, G módulo de elasticidad tangencial. El incremento ΔWd en cada ciclo de carga es obtenido sustituyendo las tensiones tangenciales por $\Delta\tau = \tau_{\max} - \tau_{\min}$ y por $2\tau_f$ que es la resistencia del material al movimiento de las dislocaciones. La expresión anterior quedaría de la forma siguiente, expresión 7.

$$\Delta Wd = \frac{\pi \cdot C^2 \cdot (\Delta\tau - 2\tau_f)^2}{G} \quad (7)$$

Iniciación de grietas de fatiga

El inicio de una grieta está acompañado del movimiento de las dislocaciones, por lo que es necesario tener en cuenta que las mismas después que se agrupan son irreversibles. En correspondencia con esto, el número de ciclos debe ser afectado por el coeficiente de irreversibilidad f . Sustituyendo 7 en 2 se obtiene la expresión 8.

$$Ni = \frac{4 \cdot \rho \cdot \gamma \cdot G}{C^2 \cdot (\Delta\tau - 2\tau_f)^2} \cdot \frac{2 - f}{f} \quad (8)$$

En el caso de que el defecto tenga la forma esférica ρ es igual a C , la expresión anterior queda de la forma siguiente.

$$Ni = \frac{4 \cdot \gamma \cdot G}{C \cdot (\Delta\tau - 2\tau_f)^2} \cdot \frac{2 - f}{f} \quad (9)$$

Propagación de grietas de fatiga

El análisis para la propagación de la grieta se realiza a partir de la expresión 3 de Paris-Erdogan [13], a la cual se le aplica la integral definida, obteniéndose el número de ciclos hasta la rotura N_f , expresión 10.

$$N_f = \int_{C_0}^{C_f} \frac{dc}{A(Y(\sigma_{\max} - \sigma_{\min})\sqrt{\pi a})^P} \quad (10)$$

Para el cálculo del factor de intensificación de tensiones (ΔK) se toma la expresión 5.

El número de ciclos totales se puede determinar sustituyendo la expresión 8 y 10 en 1. Obteniéndose la expresión 11.

$$N_T = \frac{4 \cdot \rho \cdot \gamma \cdot G}{C^2 \cdot (\Delta\tau - 2\tau_f)^2} \cdot \frac{2 - f}{f} + \int_{C_0}^{C_f} \frac{dc}{A(Y(\sigma_{\max} - \sigma_{\min})\sqrt{\pi a})^P} \quad (11)$$

Cálculo de la vida útil del implante (N_T) y del factor de intensificación de tensiones (ΔK)

Utilizando la expresión 11 se puede calcular el ciclo de vida del implante. Los términos de las expresiones son conocidos. Solamente resta adaptarlos a la geometría de los elementos analizados y a las condiciones de carga, las cuales son obtenidas por el análisis de elementos finitos. Siempre se consideró un cuerpo homogéneo y continuo con comportamiento elástico.

Datos requeridos para determinar (N_T) y (ΔK)

$\rho = 0,2$ mm, es el radio de curvatura del acuerdo entre la hélice y el cuerpo del implante para el caso que no hay agujero. En presencia de un agujero, ρ sería el radio del mismo.

$C = 0,2$ mm, es el radio de curvatura del acuerdo entre la hélice y el cuerpo del implante, cuando no hay agujero. Si existe agujero C^2 es la semilongitud del eje mayor de la elipse. Siempre elevando al cuadrado dicho término.

$G = 44 \times 10^4$ N mm⁻², es el módulo de elasticidad tangencial del titanio [11].

$A = 1.8 \times 10^{-14}$, es un coeficiente que está caracterizado por las propiedades del material e influye linealmente sobre la velocidad de propagación de la grieta [13].

$P = 3$, es otro coeficiente que depende de las propiedades del material y tiene una influencia exponencial sobre la propagación de la grieta [13].

$\gamma = 5$ N m⁻¹, es la energía de fractura por unidad superficial de área [14].

$\Delta\tau$ = Tensión equivalente Von Mises máxima (N mm⁻²).

$\tau_f = 25$ N mm⁻², es la resistencia del material al movimiento de las dislocaciones [14].

$f = 10^{-4}$, es el factor de irreversibilidad de las dislocaciones [14].

$C_0 = 0,2$ mm, es la longitud inicial de la grieta y coincide con el radio del acuerdo entre la hélice y el cuerpo del implante.

$C_f = a = 4$ mm, es la longitud final de la grieta. Se toma como el diámetro del implante por la zona crítica.

$Y = 1$, es un parámetro que depende de la geometría del elemento analizado e influye linealmente sobre el factor de intensificación de tensiones (ΔK).

σ_{\max} = Von Mises máxima, $N\ mm^{-2}$

σ_{\min} = Von Mises mínima, $N\ mm^{-2}$

El valor del ΔK se calculó para cada ciclo de carga utilizando la expresión 5 con diferentes longitudes de grieta "a" en la sección transversal crítica del implante. En este caso se propuso para 1, 2, 3, 4 mm.

El comportamiento de la vida útil (N_T) del implante con relación a las cargas simuladas se determinó utilizando el valor de la carga máxima (σ_{\max}) para cada régimen de fatiga.

Resultados y Discusión

Distribución de las tensiones equivalentes Von Mises

Este análisis se realizó en la zona de interés donde ocurre la unión del implante con el casquillo de cobre, según la norma ISO 14801. A continuación se muestran los resultados para diferentes cargas simuladas.

En la figura 4 se puede apreciar que para una carga de 220 N las máximas tensiones equivalentes aparecen en la zona cercana al agujero de manera puntual. El mismo comportamiento ocurre con una carga de 110 N.

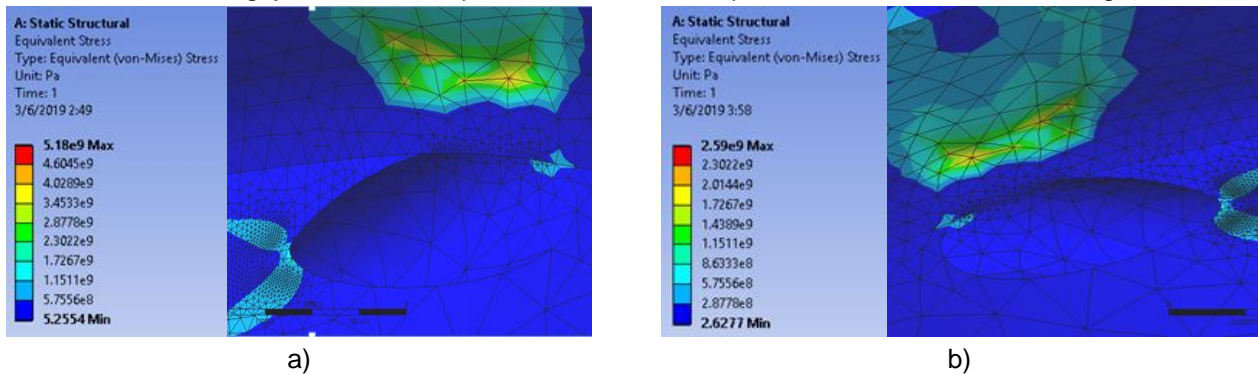


Fig. 4. Tensiones Von Mises con carga de 220 (a) y 110 N (b). Obtenida con Ansys Workbench 17.1

En la figura 5 (a) se evidencia que la concentración de las tensiones aparecen justamente debajo de la unión de la hélice de la rosca con el cuerpo del implante. Constituyendo esta región el punto de partida de una grieta de fatiga [11, 15].

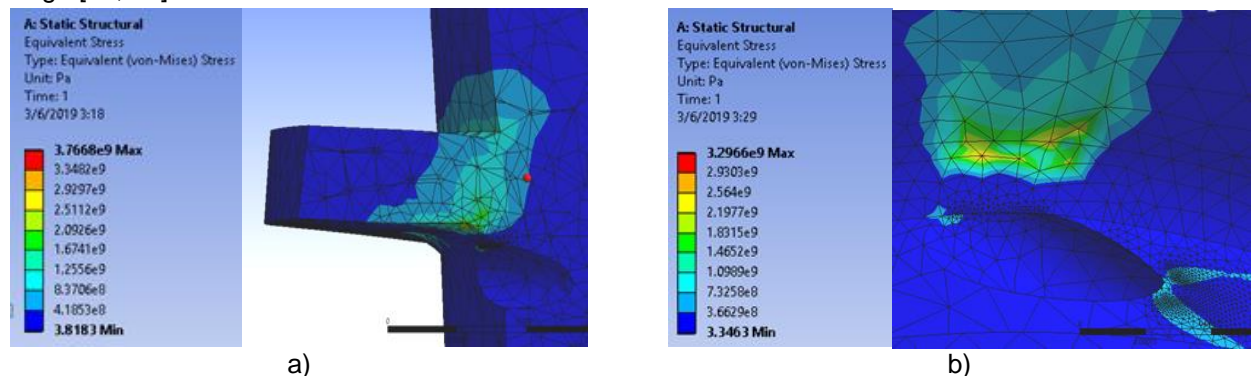


Fig. 5. Tensiones Von Mises con carga de 160 (a) y 140 N (b). Obtenidas con Ansys Workbench 17.1

En las figuras de la 5 (b) a la 6(b) la distribución de tensiones está presente en el mismo lugar que para las demás cargas aplicadas. La diferencia radica en la magnitud de los esfuerzos, tabla 3.

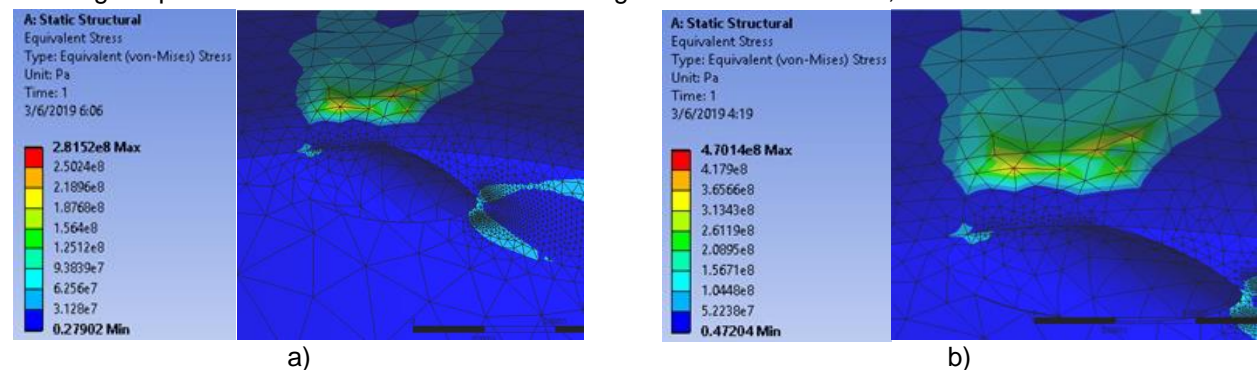


Fig. 6. Tensión de Von Mises con carga de 12 (a) y 20 N (b). Obtenidas con Ansys Workbench 17.1

Tabla 3. Valores de las tensiones Von Mises obtenidas en el Ansys Workbench 17.1

Cargas Máximas (N)	Tensiones Von Mises (MPa)	Cargas Mínimas (N)	Tensiones Von Mises (MPa)
110	2302	11	230
120	2509	12	250
130	2720	13	271
140	3296	14	292
160	3348	16	332
200	4186	20	417
220	4604	22	460

Magnitud de las tensiones obtenidas en la modelación por elementos finitos

Los resultados de las tensiones se pueden apreciar en la tabla 3. Estos valores fueron utilizados en las expresiones de predicción de vida, propuestas por la mecánica de la fractura. Las tensiones equivalentes para apertura máxima de grieta que aparecieron durante la simulación entre 220 N y 110 N de carga nominal son de 4604 MPa y 2302 MPa respectivamente, superando el límite de rotura del titanio, el cual es de 737 MPa. Esto es un fenómeno que ocurre puntualmente en la zona del radio de unión entre la hélice y el cuerpo del implante. Igual comportamiento ha sido obtenido por otros autores [10, 14], donde la tensión de apertura máxima de grieta lograda por simulación, alcanzó el valor de 2000 MPa.

Resultados del cálculo del factor de intensificación de tensiones (ΔK)

La tabla 4 muestra la evolución del factor de intensificación de tensiones en el vértice de la grieta, conforme esta avanza a través del espesor del cuerpo del implante. Se puede observar el bajo valor que presenta el ΔK cuando la grieta es pequeña.

Tabla 4. Comportamiento del factor de intensificación de tensiones durante el crecimiento de la grieta.

Fuente: elaboración propia

Niveles de tensiones $\sigma_{Máx}-\sigma_{Mín}$ (MPa)	Factor de intensificación de tensiones (ΔK) para diferentes tamaños de grieta ($MPa\sqrt{m}$)			
	a = 1mm	a = 2mm	a = 3mm	a = 4mm
2072	116,11	164,20	201,10	232,21
2259	126,58	179,02	219,25	253,17
2449	137,23	194,07	237,69	274,46
3004	168,33	238,06	291,56	336,66
3016	169,00	239,01	292,72	338,01
3769	211,20	298,68	365,81	422,40
4144	232,21	328,40	402,20	464,42

En la figura 7 se aprecia una tendencia al incremento significativo del factor de intensificación de tensiones con el aumento de las tensiones Von Mises y el tamaño de la grieta.

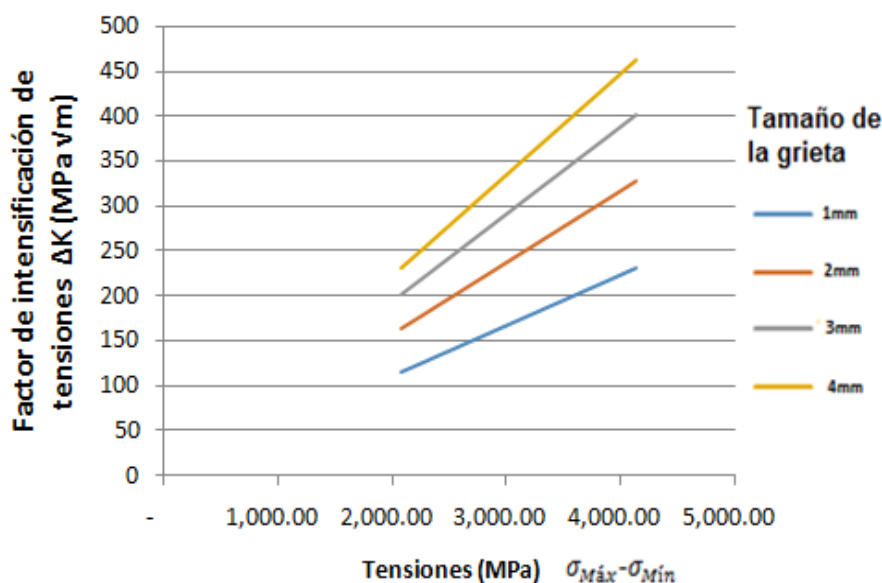


Fig. 7. Comportamiento del factor de intensificación de tensiones para los siete niveles de carga con diferentes tamaños de grieta.

En la figura 8 se muestra el comportamiento del factor de intensificación de tensiones, en función del tamaño de grieta y de las tensiones Von Mises para los siete niveles de carga, evidenciándose un incremento inicial de

estos valores y una disminución posterior de los mismos en la medida que aumenta la diferencia entre $\sigma_{M\acute{a}xima}$ y $\sigma_{M\acute{i}nimo}$. Esto demuestra que las tensiones tienen una influencia más significativa que la longitud de la grieta en el ΔK .

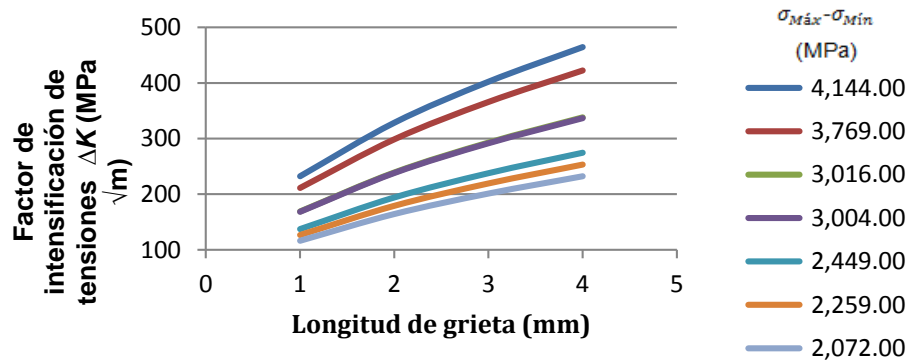


Fig. 8. Comportamiento del factor de intensificación de tensiones (ΔK) para diferentes tamaños de grieta

Resultados de la vida a fatiga

En la tabla 5, la cual muestra la vida estimada en ciclos, se aprecia que la etapa de iniciación de la grieta es mayor que la de propagación. Esta es la fase en la que se generan microgrietas en la zona cercana a la superficie o en las proximidades de defectos del material. Los ciclos iniciales tienden a crecer conforme lo hace la vida estimada para bajas cargas. Para valores altos de la carga, la vida de iniciación es pequeña igual que la vida total.

Tabla 5. Vida estimada del implante (Ciclos). Fuente: elaboración propia

Niveles de carga (N)	N_i (ciclos)	N_f (ciclos)	N_T (ciclos)
110	39074,42	3897,27	42971,69
120	35785,12	3007,33	36038,29
130	32957,15	2360,28	33231,62
140	27108,93	1278,88	27445,60
160	26681,50	1263,68	27019,51
200	21275,53	647,62	21697,93
220	19322,71	487,16	19809,86

En la figura 19 se aprecia el comportamiento de la vida a fatiga del implante en los siete niveles de carga. Con la aplicación de una carga máxima de 220 N el implante tiene una vida de $1,98 \times 10^4$ ciclos, mientras que al disminuir esta, existe un incremento de los ciclos hasta $4,2 \times 10^4$. Este comportamiento es típico de los fenómenos de fatiga, aunque los valores obtenidos, al compararlos con los de otros autores [11, 15] muestran que el implante tiene bajos ciclos de vida y no cumple con lo establecido en la norma ISO 14801. La cual establece que cada muestra ensayada a la carga máxima debe alcanzar el número de ciclos de 5×10^6 sin que aparezcan fallos.

Este comportamiento sugiere hacer nuevas consideraciones en el diseño del implante, sobre todo en aquellos lugares donde la geometría provoca un incremento en la intensificación de las tensiones.

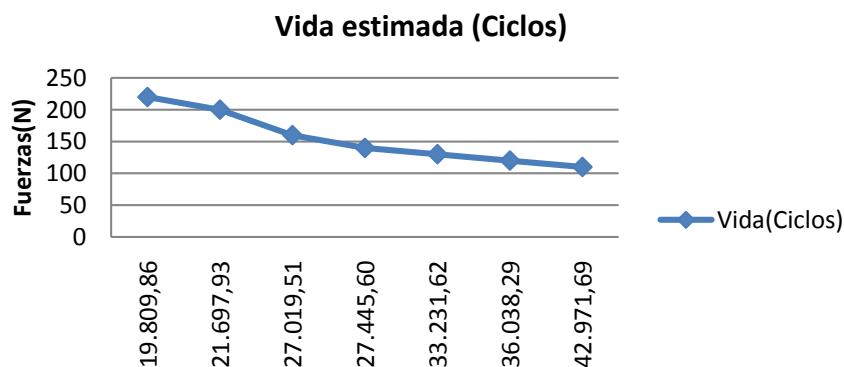


Fig. 9. Vida a fatiga del implante dental. Fuente: elaboración propia

Conclusiones

El uso combinado de ANSYS Workbench 17.1 e Inventor 16 ha permitido, no sólo caracterizar el estado tensional en el sistema de implante, sino que también ha sido posible determinar la evolución del factor de intensificación de tensiones (ΔK) durante el desarrollo de una grieta, el cual alcanzó un valor máximo de $464 \text{ MPa}\sqrt{m}$ para la carga de 220N.

De acuerdo a los resultados del número de ciclos iniciales de grieta ($1,93 \times 10^4$) y de propagación de la misma ($4,8 \times 10^2$) se evidencia que en el proceso de rotura prevalecerá la etapa de iniciación, la cual depende en gran medida de las propiedades y microestructura del material.

El diseño del implante analizado para las condiciones de simulación a máximas cargas es de $1,98 \times 10^4$ ciclos con relación a lo que exige la norma 5×10^6 ciclos.

Referencias

- Blanco P. La oseointegración de implantes de titanio con diferentes superficies rugosas. Avances en Odontostomatología. 2018;34(3):141-149.
- Lvmi L. Estética en prótesis removibles. Revista Cubana de Estomatología. 2010(2):224-235.
- Velasco E. El tratamiento con implantes dentales en los pacientes adultos mayores. Avances en Odontostomatología. 2015;31(3):217-229.
- Robau A; Figueroa C. Prótesis parciales removibles de aleación CoCr obtenidas por fusión selectiva láser (SLM). in: XVIII Convención Científica de Ingeniería y Arquitectura. La Habana, Cuba: Instituto Superior Politécnico José Antonio Echeverría; 2015. [Consultado el: 8 de febrero de 2019]. Disponible en: https://www.researchgate.net/publication/311680869_prtesis_parciales_removibles_de_aleacion_cocr_obtenidas_por_fusion_selectiva_laser_slm/stats
- Navarro J. Mantenimiento, manejo y cuidado de las prótesis dentales en pacientes atendidos en una consulta de estomatología general integral. Medisan. 2016;20(10):48-58.
- López A. Influencia de parámetros de diseño sobre el comportamiento biomecánico de un implante dental corto. Revista Cubana de Investigaciones Biomédicas. 2018;37(2):12-22
- Figueroa C. Análisis por método de elementos finitos de la nucleación de grietas por fatiga superficial debido a tensiones de contacto. Revista Cubana de Ingeniería. 2015;6(1):43-49.
- ISO. ISO 1480. Ensayo de fatiga dinámica para implantes dentales endoóseos;2016.
- Pérez L. Análisis de esfuerzos mediante el método de elementos finitos de implantes dentales de titanio poroso. Revista Científica Ingeniería y Desarrollo. 2015;33(1):65-75
- Bacchi A. Stress distribution in fixed-partial prosthesis and peri-implant bone tissue with different framework materials and vertical misfit levels: a three dimensional finite element analysis. Journal of Oral Science. 2013;55(3):239-244.
- Guerola A. Análisis del proceso de fatiga en implantes dentales. Tesis doctoral. Universidad de Sevilla. Departamento de Ingeniería Mecánica y de Fabricación, España; 2014. [Consultado el: 20 de abril de 2019]. Disponible en: <https://idus.us.es/xmlui/handle/11441/56635>.
- Figueroa C. Influencia del nódulo de grafito en la rotura por fatiga de contacto de una fundición nodular. Ingeniería Mecánica. 2005;8(1):73-77.
- Callister W. Materials Science and Engineering. USA; 2014. [Consultado el: 15 de febrero de 2019]. Disponible en: <http://www.wiley.com/go/returnlabel>
- Glodez S. Surface fatigue of gear teeth flanks. Computer and Structures. 1999;73:475-483.
- Ivorra C. Estudio de predicción de vida a fatiga de implantes dentales de titanio y de sus principales tipos de conexiones implantoprotésicas. Tesis doctoral. Madrid, España: Universidad Rey Juan Carlos. Facultad de Ciencias de la Salud; 2017. [Consultado el: 18 de abril de 2019]. Disponible en: https://ciencia.urjc.es/bitstream/handle/10115/14714/TesisDoc_toralCarlosIvorra.pdf?sequence=1&isAllowed=y

Conflicto de intereses

Los autores declaran que no existen conflictos de intereses

Contribución de los autores

Carlos Figueroa-Hernández. <https://orcid.org/0000-0002-3821-8748>

Participó en la obtención de datos. Trabajó en el procesamiento de los datos recogidos para el estudio. Realizó contribuciones en el análisis e interpretación de los datos. Participó en la búsqueda de información, en el diseño de la investigación, en la recolección de los datos, análisis de los resultados y en la revisión y redacción del informe final.

Efraín Pantaleón Matamoros. <https://orcid.org/0000-0003-2060-8024>

Participó en la obtención de datos. Trabajó en el procesamiento de los datos recogidos para el estudio. Realizó contribuciones en el análisis e interpretación de los datos. Participó en la búsqueda de información, en el diseño de la investigación, en la recolección de los datos, análisis de los resultados y en la revisión y redacción del informe final.

Susana Méndez González. <https://orcid.org/0000-0003-0660-6663>

Trabajó en el procesamiento de los datos recogidos para el estudio. Realizó contribuciones en el análisis e interpretación de los datos. Participó en la búsqueda de información, en el diseño de la investigación, en la recolección de los datos, análisis de los resultados y en la revisión y redacción del informe final.

Carlos García Fernández. <https://orcid.org/0000-0002-5903-0031>

Trabajó en el procesamiento de los datos recogidos para el estudio. Realizó contribuciones en el análisis e interpretación de los datos. Participó en el diseño de la investigación, en la recolección de los datos, análisis de los resultados y en la revisión y redacción del informe final.

Reyniel Gómez González. <https://orcid.org/0000-0002-8720-6065>

Realizó contribuciones en el análisis e interpretación de los datos. Participó en el diseño de la investigación, en la recolección de los datos, análisis de los resultados y en la revisión y redacción del informe final.

Janet Carvajal-de la Osa. <https://orcid.org/0000-0001-7954-8359>

Realizó contribuciones en el análisis e interpretación de los datos. Participó en el diseño de la investigación, en la recolección de los datos, análisis de los resultados y en la revisión y redacción del informe final.