

Influência do Raio de Curvatura e Tensões Residuais em Hastes de Implantes Pediculares na Coluna Vertebral[☆]

Influence of the Radius of Curvature and Residual Stresses on Pedicular Spinal Implant Rods

Lucas Verdan Masiero, Anderson Závoli Habib, Luis César Rodríguez Aliaga, Lucas Venancio Pires de Carvalho Lima[†]

Universidade do Estado do Rio de Janeiro

[†] **Autor correspondente:** lucaslima@iprj.uerj.br

Resumo

Hastes pediculares são utilizadas em implantes na coluna vertebral com o objetivo de estabilizar e corrigir deformidades. Em diversas aplicações clínicas, as hastes são dobradas (conformação a frio) no momento da cirurgia, a fim de, por exemplo, fornecer ao paciente um bom alinhamento sagital. Entretanto, o teste normativo que avalia estes implantes (ASTM F1717-04) o faz numa configuração de haste reta (sem conformação). O presente trabalho busca verificar a influência de tal dobra no estado de tensões da haste, que pode reduzir a vida útil do implante. Neste trabalho dois efeitos são avaliados: a influência de novas geometrias (pela variação de diferentes raios de curvatura) e a influência das tensões residuais provenientes da flexão. A influência da geometria foi averiguada por meio de modelagem em elementos finitos utilizando o *software ANSYS Mechanical APDL*. A influência das tensões residuais foi estimada a partir de um modelo simplificado, proposto por equilíbrio de momentos para uma haste de seção circular. Verificou-se que ambos os efeitos são influentes. Para os efeitos geométricos, quanto mais a haste se aproxima do ponto de aplicação da força (por causa da conformação), menor a tensão trativa na parte posterior do implante. Para as tensões residuais o efeito é contrário, quanto maior o dobramento, maiores são as tensões trativas no mesmo local. Os resultados do presente trabalho apontam que seria benéfico o emprego de hastes pediculares pré-conformadas de forma que os processos de fabricação minimizem as tensões residuais presentes nestas.

Palavras-chave

Implantes Pediculares • Elementos Finitos • Tensões Residuais

Abstract

Pedicle rods are used in spinal implants in order to stabilize and correct deformities. In several clinical applications, pedicle rods are molded (cold forming) at the time of surgery, in order, for example, to provide sagittal alignment to the patient. However, the normative test related to these implants (ASTM F1717-04) evaluates the straight configuration (without conformation). The present work seeks to verify the influence of such bending on the rods' stress state, affecting the implant lifespan. In this work, two effects are evaluated: the influence of the new geometries (by varying radii of curvature) and the influence of residual stresses resulted from bending. The influence of geometry was investigated using finite element modeling using *ANSYS Mechanical APDL software*. The influence of residual stresses was estimated based on a simplified model proposed by the balance of moments for a circular cross-section.

[☆] Este artigo é uma versão estendida do trabalho apresentado no XXIII Encontro Nacional de Modelagem Computacional e XI Encontro de Ciência e Tecnologia de Materiais, realizado em Palmas/TO, 2020.

It was found that both effects are significant. For the geometric effects, the rod closest to the point of force application resulted on a lower tractive tension in the posterior part of the implant, while for residual stresses, the effect was the opposite. Greater bending increased in tensile stresses. The present work results point out that it would be beneficial to use precast pedicle rods in such a way that the manufacturing processes would minimize their residual stresses.

Keywords

Pedicular Implants • Finite Elements • Residual Stresses

1 Introdução

O número de pessoas com doenças crônicas na coluna tem se acentuado no Brasil, chegando a cerca de 18,5% da população adulta segundo a Pesquisa Nacional de Saúde de 2013 [1]. O tratamento conservador para dores crônicas na coluna são relacionados com reprogramação postural ou medicamentos para dor, porém quando estes não são suficientes para que o paciente tenha uma boa qualidade de vida, pode ser recomendado o processo cirúrgico [2]. Em diversos casos a cirurgia na coluna vertebral utiliza implantes metálicos para o tratamento, como as hastes pediculares posteriores. Os implantes posteriores são usados para estabilizar ou corrigir deformidades do segmento vertebral [3].

O sucesso de determinado caso clínico depende de vários fatores, como os carregamentos predominantemente sofridos pelo implante de acordo com o paciente, ou mesmo questões relacionadas com a moldagem da haste no procedimento cirúrgico. O processo de moldagem é amplamente utilizado em procedimentos de cirurgia da coluna (e.g. fornecer ao paciente um bom alinhamento sagital). Neste processo, diferentes fatores podem influenciar a vida de um implante como por exemplo o raio de curvatura adquirido pela haste após sua moldagem ou tensões residuais resultantes de tal dobramento a frio na estrutura.

Ademais, existem testes normativos para avaliação de implantes pediculares. Um desses testes é descrito na norma ASTM F1717-04, que tem como objetivo comparar o comportamento mecânico de implantes espinhais passados, presentes e futuros, por meio da aplicação de cargas estáticas e de momentos fletores, medindo os deslocamentos e avaliando a rigidez e a resistência desses implantes [4].

Os testes normativos são realizados com a haste reta, que é uma configuração diferente da instalada no paciente (conformada a frio). Entre as duas configurações possíveis, a haste reta do ensaio normativo e a haste conformada a frio das aplicações cirúrgicas, temos dois fatores importantes de serem estudados: a influência das diferentes geometrias e a presença de tensões residuais do processo de dobramento. É comum o estudo dos efeitos trazidos pelas tensões residuais em implantes posteriores [5, 6, 7, 8]. Tais trabalhos têm como intuito analisar a influência dessas tensões na vida em fadiga de tais estruturas, por meio de estudos computacionais e *in vitro*.

Trabalhos anteriores construíram modelos simplificados de recuperação elástica para diferentes geometrias como chapas planas [9, 10], vigas prismáticas retangulares [11], viga em I [12], porém não foi encontrado na literatura modelos para hastes circulares.

Com o intuito de avaliar a influência de cada um desses fatores separadamente, o presente trabalho apresenta dois estudos com modelagem computacional complementares: 1) um estudo da influência da geometria (dobrada vs reta) de uma haste pedicular; 2) um modelo simplificado baseado no equilíbrio de momentos e na curva de comportamento do material para estimar as tensões residuais ao longo do perfil da haste dado um determinado raio de curvatura. Desta forma, a partir dos resultados entre os dois modelos, é possível determinar se um dos efeitos é predominante em relação ao outro.

2 Materiais e Métodos

2.1 Modelo em elementos finitos para estudo da influência do raio de curvatura

A influência da geometria foi analisada simulando a configuração do ensaio ASTM F1717-04. Duas hastes de liga Ti-6Al-4V são fixadas por parafusos pediculares a dois blocos de Polietileno de Ultra Alta Massa Molecular (PEUAMM).

A geometria do ensaio foi elaborada de maneira paramétrica diretamente no software *Ansys Mechanical APDL*. Os blocos (Fig. 1a) foram representados por elementos estruturais hexaédricos de 8 nós (*Solid185*), havendo três graus de liberdade por nó. As hastes e parafusos conectados a estes foram representados como elementos de viga (*Beam 188*), com seis graus de liberdade por nó (Fig. 1b).

Utilizou-se o diâmetro de 6 mm para as hastes e parafusos, sendo o comprimento dos parafusos de 45 mm, como especificado pelo teste normativo. Tais dimensões são costumeiramente utilizados em rotinas clínicas. Como a parte de interesse do estudo são as hastes, cada uma foi dividida em 40 elementos de viga ao longo de seu comprimento, sendo que na representação de cada elemento de viga estes tiveram 32 divisões ao longo do raio e 32 divisões ao

longo da sua circunferência, de maneira que os resultados de tensões sobre as hastes não fossem influenciadas pela discretização.

Os parafusos também foram representados como elementos de viga, conectados aos blocos por pequenos elementos de viga. Um algoritmo automatizado selecionava para cada nó do parafuso os três nós mais próximos ligados aos elementos do bloco. Essa conexão simula de maneira simplificada uma conexão perfeita entre os blocos e os parafusos. Desta forma, obteve-se uma geometria próxima daquela proposta pela norma, seguindo as devidas dimensões e posições de cada estrutura.

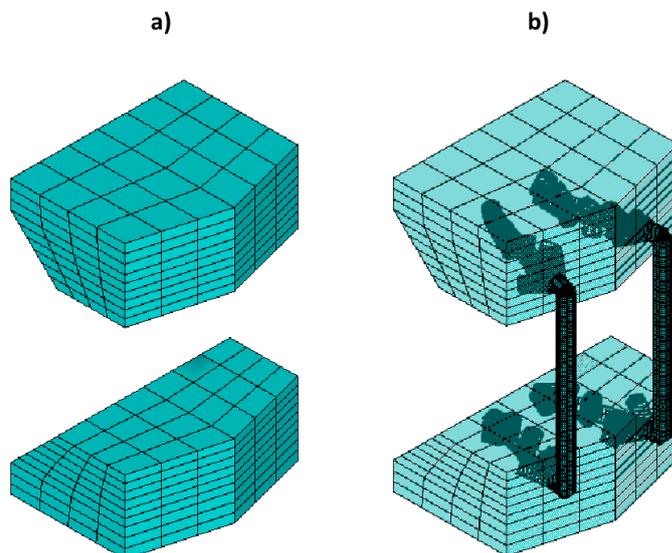


Figura 1: Modelo em elementos finitos. A opacidade da geometria foi diminuída para que os parafusos pudessem ser vistos. a) Blocos poliméricos com malha hexaédrica. b) Vigas representando parafusos e conexões com o bloco.

Para o modelo em elementos finitos, utilizou-se o comportamento linear elástico para todos os materiais. O módulo de Young dos materiais de titânio (parafusos e hastes) foi de 110 GPa; enquanto que nos blocos poliméricos utilizou-se o módulo de Young de 1,5 GPa e coeficiente de Poisson de 0,34.

Configurações de ensaio numérico

Para a realização das simulações do ensaio foram consideradas quatro configurações, variando entre si em relação aos raios de curvatura (ρ) das hastes que foram baseados em trabalhos experimentais [13, 14]. Logo, as configurações foram definidas da seguinte forma:

- Primeira configuração: hastes retas, com raio de curvatura infinito (Fig. 2a)
- Segunda configuração: hastes com $\rho = 150mm$ (Fig. 2b);
- Terceira configuração: hastes com $\rho = 100mm$ (Fig. 2c);
- Quarta configuração: hastes com $\rho = 50mm$ (Fig. 2d);

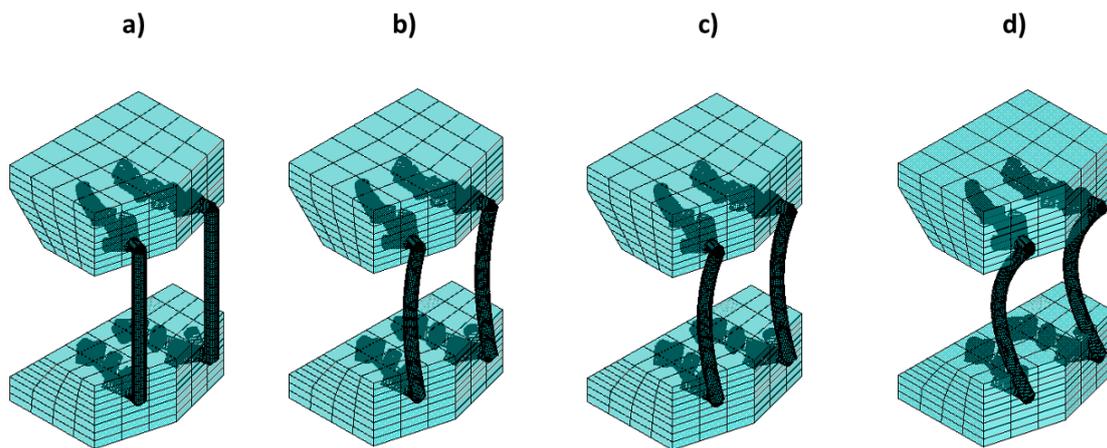


Figura 2: Configurações de ensaio utilizadas modificando a configuração de Hastes. (a): Retas; (b): ρ de 150 mm; (c): ρ de 100 mm; (d): ρ de 50 mm;

Em cada um dos casos aplicou-se um carregamento compressivo de 400 N, na superfície externa do bloco superior, sendo o bloco inferior engastado (Fig. 3). A posição do carregamento foi definida baseada na norma ASTM F1717-04. Registrou-se em cada configuração o valor das tensões principais trativas no centro da haste (Fig. 4).

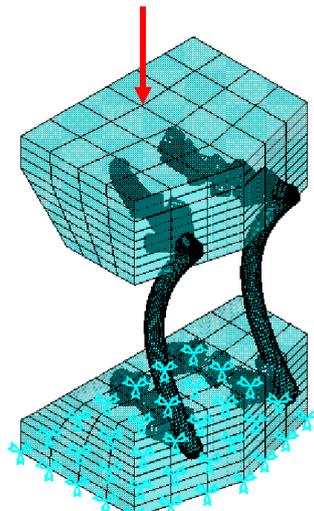


Figura 3: Aplicação do carregamento e do engaste no sistema.

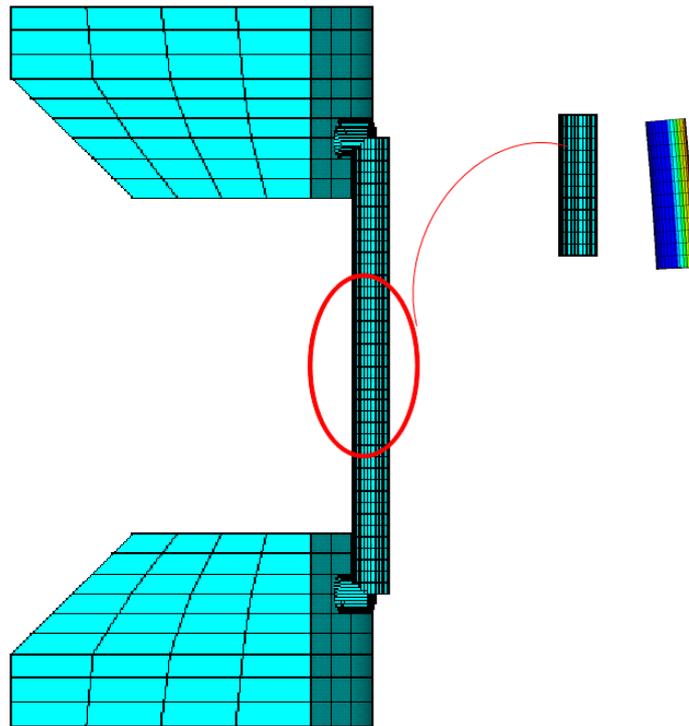


Figura 4: Pós-processamento das simulações em elementos finitos: tensão principal máxima no centro da haste pedicular

2.2 Estimativa das tensões residuais

Estimaram-se, por meio de um modelo simplificado, as tensões residuais presentes nas hastes em cada uma das configurações de ensaio. Tal modelo é baseado no equilíbrio de momentos entre o carregamento elastoplástico e a recuperação elástica. A presente seção apresenta tal modelo.

Partindo da hipótese que a haste pedicular é modelada como uma viga deformada por momento fletor apenas no plano sagital, a deformação ao longo do plano de simetria da haste foi considerada nula, crescendo linearmente até a deformação máxima na fibra mais externa. Esta hipótese é comumente utilizada no estudo de flexão de vigas. Desta forma, a equação 1 demonstra a relação entre a deformação na viga onde y é a altura na viga partindo do plano neutro até a deformação máxima no raio r da seção transversal e ρ é o raio de curvatura da haste.

$$\epsilon = \frac{y}{\rho} \quad (1)$$

O cálculo do momento fletor resultante M das forças internas no perfil da viga é dado pela Eq. (2), sendo F o carregamento aplicado e ds o braço de alavanca da força até o plano neutro.

$$M = \int_{-r}^r F ds \quad (2)$$

Uma hipótese comumente utilizada em relação às tensões normais devido ao momento fletor em vigas é que o carregamento abaixo do eixo neutro da viga é simétrico ao que está acima apenas com o sentido invertido, resultando assim em um binário. Dessa forma para o cálculo do momento os limites de integração podem ser redefinidos do eixo neutro à fibra externa. Também é possível escrever a força F em função da tensão normal axial resultante do momento fletor multiplicada pela área de atuação da seção transversal (Eq. (3)).

$$M = 2 \cdot \int_0^r \sigma A ds \quad (3)$$

Para que fosse obtida a área da região sob análise, a seção circular da haste de raio r foi dividida em n retângulos de altura dy (Fig. 5). O braço de alavanca ds utilizado para o cálculo do momento é equivalente a y . Tal área é dada

pelo produto da base pela altura dy , de modo que

$$dA = 2\left(\sqrt{r^2 - y^2}\right) dy \quad (4)$$

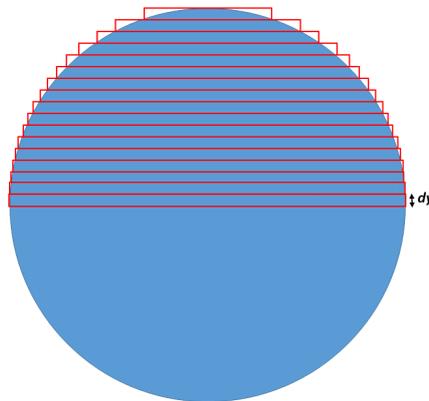


Figura 5: Divisão da seção transversal da haste.

Uma viga (haste) submetida a momentos fletores de grande magnitude pode apresentar zonas plásticas após seu processo de conformação. Quando o valor do momento fletor chega a zero após a etapa de descarregamento, há pontos na seção da haste em que a tensão não é nula, apresentado assim tensões residuais. Tais tensões são obtidas pela superposição das tensões de carregamento elastoplástico com as tensões oriundas de um momento fletor igual e oposto ($-M$) que atua na etapa de descarregamento, porém considerando que o material se comporta unicamente de maneira elástica.

Assumiu-se que as hastes eram feitas de liga Ti-6Al-4V (ASTM F136). Para se obter valores de origem experimental da relação tensão-deformação de tal liga, foi utilizado o software Pega Ponto 1.0 [15] na curva tensão-deformação verdadeira presente em um trabalho referenciado na literatura [16]. O gráfico resultante está apresentado na Fig. 6. A região elástica é definida pela Lei de Hooke (Equação 5), com módulo de elasticidade de 110 GPa e limite de escoamento de 970 MPa. Já a parte plástica de deformação foi estimada por meio de um ajuste de curvas, dado pelo método de Hollomon, descrito na Equação 6, sendo α o coeficiente de resistência e n o coeficiente de endurecimento por deformação. Obteve-se por meio de uma função de ajuste de curvas não lineares, disponível na biblioteca do Matlab 2019a. Foram encontrados os valores de 1427 para α e 0,0816976 para n , resultando em tensões em MPa.

$$\sigma = E \cdot \epsilon \quad (5)$$

$$\sigma = \alpha \cdot \epsilon^n \quad (6)$$

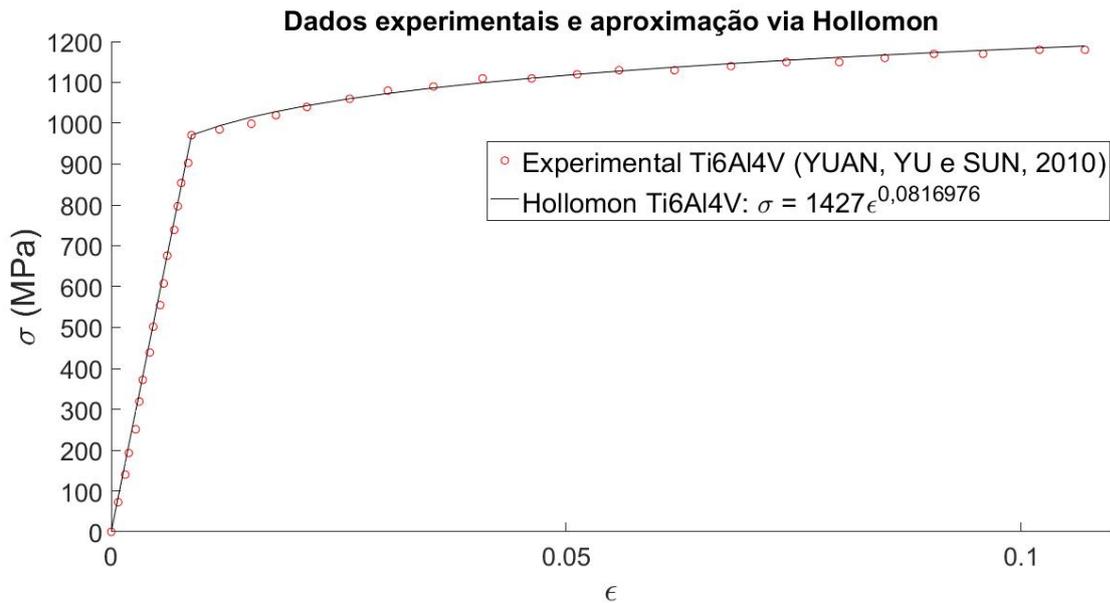


Figura 6: Curva tensão vs deformação para liga Ti-6Al-4V.

Foram estabelecidas a relação entre o momento fletor e a deformação na fibra externa para a fase de carregamento elastoplástico e um comportamento puramente elástico, para a fase de recuperação elástica. Primeiramente descreveremos a relação entre a deformação na fibra externa da viga e o momento de recuperação elástica, visto que esta é a relação mais simples. Na recuperação elástica, considera-se que o material apresenta uma relação linear entre tensão e deformação, com a inclinação equivalente ao módulo de Young. Desta forma, a tensão pode ser substituída pela relação na equação 5. Com isso, chegou-se à Equação 7, que apresenta o cálculo do momento M_{re} referente à recuperação elástica.

$$M_{re} = 4 \cdot E \cdot \int_0^r (\sqrt{r^2 - y^2}) \cdot \epsilon \cdot y \cdot dy \quad (7)$$

Considerando que a deformação varia linearmente entre o eixo neutro e o valor máximo na fibra externa, a deformação ϵ pode ser colocada em função da deformação da fibra externa ϵ_{f_ext} e do raio r da haste como pode ser visto na Equação 8:

$$\epsilon = \frac{\epsilon_{f_ext} \cdot y}{r} \quad (8)$$

Sendo assim, podemos obter a relação integral entre o momento de recuperação elástica e uma deformação da fibra externa (Equação 9).

$$M_{re} = \frac{4 \cdot E \cdot \epsilon_{f_ext}}{r} \int_0^r (\sqrt{r^2 - y^2}) \cdot y^2 \cdot dy \quad (9)$$

Para um perfil de viga definido, podemos obter a relação linear entre o momento de recuperação elástica e a deformação da fibra externa (Equação 10), considerando a constante de viga (C_{re}) apresentada na equação 11.

$$\epsilon_{f_ext}^{re} = C_{re} \cdot M_{re} \quad (10)$$

$$C_{re} = \frac{r}{4 \cdot E \int_0^r (\sqrt{r^2 - y^2}) \cdot y^2 \cdot dy} \quad (11)$$

No caso do momento de aplicação, é importante considerar as parcelas da integral em relação à parte que apresenta o comportamento elástico e aquela que apresenta o comportamento plástico, visto que a relação tensão e deformação é representada por duas equações (5 e 6).

Dessa forma, a equação de momento fletor para o regime elastoplástico (M_{ep}) foi separada em duas integrais, sendo a primeira para o regime elástico de deformação e a segunda para o regime plástico, resultando na equação 12.

$$M_{ep} = 2 \left[\int_0^h E \cdot \epsilon \cdot A \cdot ds + \int_h^r \alpha \cdot \epsilon^n \cdot A \cdot ds \right] \quad (12)$$

Sendo h a altura de transição do material do regime elástico para o regime plástico. Em outras palavras, seria a altura na seção da viga onde a tensão é igual à tensão de escoamento do material. Esta altura pode ser descrita em função da deformação para a qual o material muda de regime, a deformação no escoamento ϵ_{esc} .

$$h = \frac{\epsilon_{esc} \cdot r}{\epsilon_{f_ext}^{ep}} \quad (13)$$

Como realizado anteriormente, o momento elastoplástico no carregamento da viga pode ser descrito em relação à deformação na fibra externa, como apresentado na equação 8.

$$M_{ep} = \frac{4 \cdot E \cdot \epsilon_{f_ext}^{ep}}{r} \int_0^h (\sqrt{r^2 - y^2}) \cdot y^2 \cdot dy + 4 \cdot \alpha \cdot \left(\frac{\epsilon_{f_ext}^{ep}}{r} \right)^n \int_h^r (\sqrt{r^2 - y^2}) \cdot y^{1+n} \cdot dy \quad (14)$$

Com a equação 14 é possível variar o $\epsilon_{f_ext}^{ep}$ e obter o M_{ep} correspondente que deve ser igual em módulo ao M_{re} , que pode ser utilizado na equação 10 para encontrar a deformação máxima na fibra externa relacionada a etapa de recuperação elástica.

Uma vez obtida a deformação da fibra externa devida ao carregamento (regime elastoplástico) e a recuperação elástica, é possível definir o estado de tensões pela sobreposição das duas configurações de carregamento. Para se definir o raio de curvatura após a recuperação, pode-se escolher arbitrariamente um ponto do perfil da viga que não tenha sofrido deformação elastoplástica e utilizar a equação 1 para encontrar o raio de curvatura final da viga. Logo, este ponto deveria ser inferior a h , com isso temos a equação:

$$\epsilon^{residual} = \frac{y}{\rho^{final}} \quad \text{para } y < h \quad (15)$$

Quando $y < h$, visto que é uma parte da viga onde não existe deformação elastoplástica, podemos descrever a deformação residual como a diferença entre a deformação elastoplástica devida ao carregamento e a deformação de recuperação elástica.

$$\epsilon^{ep} - \epsilon^{re} = \frac{y}{\rho^{final}} \quad \text{para } y < h \quad (16)$$

Utilizando a equação 8, as deformações podem ser descritas em função da deformação máxima da fibra externa para cada caso.

$$(\epsilon_{f_ext}^{ep} - \epsilon_{f_ext}^{re}) \cdot \frac{y}{r} = \frac{y}{\rho^{final}} \quad \text{para } y < h \quad (17)$$

Simplificando a equação 17, podemos ter o raio de curvatura residual definido apenas pelos valores de deformações das fibras externas, quando consideramos um momento de mesma magnitude para ambos cenários (conformação elastoplástica e recuperação elástica).

$$\rho^{final} = \frac{r}{(\epsilon_{f_ext}^{ep} - \epsilon_{f_ext}^{re})} \quad (18)$$

A deformação residual elastoplástica pode ser descrita em função do momento de aplicação, sendo a recuperação elástica expressa como função do momento de aplicação. Dessa forma, podemos relacionar o raio de curvatura residual com o momento de aplicação.

$$\rho^{final} = \frac{r}{(\epsilon_{f_ext}^{ep} - C_{re} \cdot M_{ep}(\epsilon_{f_ext}^{ep}))} \quad (19)$$

Com essa relação descrita, pelas diferentes equações, uma aplicação numérica utilizando o Matlab 2019 foi construída. Nesta aplicação, um vetor de deformação $\epsilon_{f_ext}^{ep}$ foi construído com 1000 pontos entre a deformação de escoamento e a deformação de ruptura. Para os 1000 pontos de deformação, os momentos elastoplásticos correspondentes foram calculados pela equação 14 e o raio de curvatura residual resultante pela equação 19. No presente estudo se utilizou o raio r de 3 mm e módulo de Young (E) de $110 \cdot 10^3 MPa$.

Para os casos estudados de raios de curvatura (150 mm, 100 mm e 50 mm), uma interpolação linear dos dados relacionados entre M_{ep} e $\epsilon_{f_ext}^{ep}$ foi realizada utilizando uma rotina em Matlab. Com a deformação na fibra externa para a situação do carregamento elastoplástico, é possível estimar o momento de carregamento (M_{ep}) pela equação 14. Para esse momento M_{ep} é possível obter a deformação $\epsilon_{f_ext}^{re}$ ao se multiplicar pela constante C_{re} (Equação 10). Assim, as tensões na fibra externa podem ser obtidas respectivamente com as equações 5 e 6. A tensão residual é descrita na equação 20.

$$\sigma_{residual} = \sigma_{ep} - \sigma_{re} \quad (20)$$

3 Resultados

Obteve-se os resultados referentes à tensão principal trativa (σ_1) nas hastes pediculares mediante a aplicação de um carregamento compressivo com magnitude de 400 N. É importante salientar que tais tensões máximas foram obtidas sempre na parte posterior da haste pedicular. Tais resultados estão listados na Tabela 1.

Tabela 1: Tensões principais na região central da haste para uma força de compressão de 400N.

Raio de curvatura (mm)	∞	150,0	100,0	50,0
σ_1 (MPa)	480	434	410	319

Nota-se que quanto menor o raio de curvatura, isto é, maior a deformação, a tensão encontrada é reduzida. Esta mudança deve ser relacionada a uma menor distância entre o centro da haste e o ponto de aplicação da força na configuração do ensaio.

Na Tabela 2 são apresentados os resultados referentes ao modelo simplificado para estimar as tensões residuais. Do raio de curvatura da haste ρ da haste são calculados o momento de carregamento elastoplástico M_{ep} , a deformação máxima da fibra externa no carregamento elastoplástico $\epsilon_{f_ext}^{ep}$, a deformação na fibra externa recuperada na recuperação elástica $\epsilon_{f_ext}^{re}$, a altura na seção da haste h cuja tensão na haste é igual à tensão de escoamento, a tensão na fibra externa devido ao carregamento elastoplástico σ_{ep} , a tensão relacionada a recuperação elástica σ_{re} e a tensão residual na fibra externa $\sigma_{residual}$.

Observa-se na Tabela 2 que a tensão referente à recuperação elástica (σ_{re}) apresenta um valor superior ao definido na curva do material. É importante ressaltar que este valor não representa um ponto no histórico de carregamento do material na fibra externa, mas sim a diferença entre dois pontos: σ_{ep} e $\sigma_{residual}$.

Tabela 2: Valores relativos ao modelo simplificado para estimar as tensões residuais.

ρ (mm)	M_{ep} (Nmm)	$\epsilon_{f_ext}^{ep}$	$\epsilon_{f_ext}^{re}$	h (mm)	σ_{ep} (MPa)	σ_{re} (MPa)	$\sigma_{residual}$ (MPa)
150,0	36187	0,0355	0,0155	0,7449	1086	1707	-620
100,0	37578	0,0461	0,0161	0,5737	1110	1772	-662
50,0	39890	0,0771	0,0171	0,3431	1157	1881	-724

Como é de se esperar em relação a tensões residuais em vigas, a fibra externa inicialmente submetida a tensões trativas, após a recuperação elástica apresenta tensões residuais compressivas. A parte da haste que no carregamento sofre tensões trativas é a parte convexa. Na fibra oposta da haste, a parte concava, o efeito é contrário, porém as magnitudes da tensão são similares pela modelagem utilizada. A haste concava durante o carregamento sofre tensões de compressão e posteriormente apresenta tensões residuais trativas. É importante salientar que essa tensão residual trativa coincide com o ponto de tensão principal máxima encontrado na simulação em elementos finitos.

A Tabela 3 resume os valores das tensões de carregamento obtidos pelo método de elementos finitos ($\sigma_{carregamento}$) e das tensões residuais obtidas pelo modelo baseado no equilíbrio dos esforços internos.

Percebe-se que quanto maior o dobramento (raios de curvatura menores), menor a tensão de carregamento na simulação de elementos finitos (efeitos geométricos) e maior a tensão residual. O valor da soma entre ambas as

tensões não é uma resposta absoluta, visto para diversos casos a soma das tensões supera a tensão de escoamento (970MPa) e durante o carregamento do ensaio, no caso da haste superar a tensão de escoamento a rigidez do sistema pode sofrer uma mudança brusca.

Tabela 3: Tensões residuais e tensões de carregamento e descarregamento, para os diferentes raios de curvatura.

ρ (mm)	$\sigma_{\text{carregamento}}$ (MPa)	σ_{residual} (MPa)	$\sigma_{\text{residual}} + \sigma_{\text{carregamento}}$ (MPa)
∞	480	0	480
150,0	434	620	1054
100,0	410	662	1072
50,0	319	724	1043

4 Discussão

A norma ASTM F1717-04 consiste na aplicação de um carregamento combinado de compressão e flexão, sobre a haste de um implante pedicular. Na maior parte dos procedimentos clínicos o implante é conformado a frio pelo cirurgião e os efeitos da conformação plástica estão além do escopo da norma.

O presente estudo salienta a influência tanto das tensões residuais resultantes do momento de flexão e da mudança de geometria. Porém, tensões residuais relacionadas ao contato ou a influência de um entalhe, que pode surgir no processo de dobramento, não foram levados em conta no presente trabalho. Uma das técnicas cirúrgicas mais utilizadas para a moldagem de hastes pediculares utiliza o *French Bender*. Este método executa a conformação da haste pelo contato em três pontos, podendo resultar em tensões residuais de contato que podem afetar a vida útil de um implante. Um estudo experimental e numérico avaliou a influência de diferentes técnicas de dobramento de hastes de titânio e concluíram que o uso do *French Bender* influencia o estado de tensões residuais da haste [14]. O contato no procedimento de dobramento também pode resultar em entalhes que se mostraram influentes em estudos experimentais relacionados a vida em fadiga de hastes pediculares [17, 18].

O estudo no presente trabalho foi realizado unicamente para uma liga de titânio, porém outros materiais comumente utilizados em implantes como o CoCr e o aço inoxidável podem apresentar diferentes comportamentos, como já foi verificado de maneira experimental por outros autores [13, 19].

Visto o efeito negativo das tensões residuais devido ao dobramento, salienta-se a importância de se considerar a utilização de hastes pré-conformadas cujo processo de fabricação destas reduz, ou mesmo elimina as tensões residuais resultantes da conformação. Entretanto, tal mudança necessita o emprego de técnicas de planejamento cirúrgico adequado para que a curvatura da haste possa ser definida antes da cirurgia sem resultar em complicações clínicas.

Referências

- [1] D. C. Malta, M. M. d. Oliveira, S. S. C. d. A. Andrade, W. T. Caiaffa, M. d. F. M. d. Souza, e R. T. I. Bernal, "Fatores associados à dor crônica na coluna em adultos no Brasil," *Revista de Saúde Pública*, vol. 51, p. 9s, 2017. Disponível em: <https://doi.org/10.1590/s1518-8787.2017051000052>
- [2] H. H. Alfaro Pachicano e A. Ramos Trujillo, "Treatment of lumbar hernias by endoscopic nucleoplasty with radiofrequency," *Coluna/Columna*, vol. 15, no. 1, pp. 36–39, 2016. Disponível em: <http://dx.doi.org/10.1590/S1808-185120161501154498>
- [3] H. L. A. Defino, M. A. d. Pádua, e A. C. Shimano, "Estudo experimental da aplicação das forças de compressão ou distração sobre o sistema de fixação pedicular," *Acta Ortopédica Brasileira*, vol. 14, no. 3, pp. 148–151, 2006. Disponível em: <http://dx.doi.org/10.1590/S1413-78522006000300006>
- [4] A. Standard, "F1717-04. standard test methods for spinal implant constructs in a vertebrectomy model," *ASTM International, West Conshohocken, PA*, 2004. Disponível em: <https://doi.org/10.1520/F1717-04>
- [5] A. Piovesan, F. Berti, T. Villa, G. Pennati, e L. La Barbera, "Computational and experimental fatigue analysis of contoured spinal rods," *Journal of Biomechanical Engineering*, vol. 141, no. 4, 2019. Disponível em: <https://doi.org/10.1115/1.4042767>

- [6] E. Velasco, L. Monsalve-Guil, A. Jimenez, I. Ortiz, J. Moreno-Muñoz, E. Nuñez-Marquez, M. Pegueroles, R. A. Pérez, e F. J. Gil, "Importance of the roughness and residual stresses of dental implants on fatigue and osseointegration behavior. in vivo study in rabbits," *Journal of Oral Implantology*, vol. 42, no. 6, pp. 469–476, 2016. Disponível em: <https://doi.org/10.1563/aaid-joi-D-16-00088>
- [7] S. Mannava, S. Bhamare, V. Chaswal, L. Felon, D. Kirschman, D. Lahrman, R. Tenaglia, D. Qian, e V. Vasudevan, "Application of laser shock peening for spinal implant rods," *International Journal of Structural Integrity*, 2011. Disponível em: <https://doi.org/10.1108/17579861111108653>
- [8] A. Mitchell e P. Shrotriya, "Onset of nanoscale wear of metallic implant materials: Influence of surface residual stresses and contact loads," *Wear*, vol. 263, no. 7-12, pp. 1117–1123, 2007. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.wear.2007.01.068>
- [9] R. K. Lal, J. P. Dwivedi, M. K. Bhagat, e V. P. Singh, "Springback analysis in sheet metal forming of non-linear work-hardening material under pure bending," *Journal of The Institution of Engineers (India): Series C*, vol. 98, no. 2, pp. 155–170, 2017. Disponível em: <https://doi.org/10.1007/s40032-016-0333-y>
- [10] S. K. Patel, R. K. Lal, J. Dwivedi, e V. Singh, "Springback analysis in sheet metal forming using modified ludwik stress-strain relation," *International Scholarly Research Notices*, vol. 2013, 2013. Disponível em: <https://doi.org/10.1155/2013/640958>
- [11] A. L. Castro, J. Durodola, e N. Fellows, "A closed form solution for predicting springback in bending of beams including hardening effect," *Advanced Steel Construction*, pp. 127–135, 2009. Disponível em: <https://doi.org/10.18057/IJASC.2009.5.2.3>
- [12] R. Saleh, G. Ali, e A. El-Megharbel, "Springback of i-section beam after pure bending with von mises criteria," *World Journal of Engineering and Technology*, vol. 6, no. 1, pp. 104–118, 2017. Disponível em: <https://doi.org/10.4236/wjet.2018.61006>
- [13] M. A. Slivka, Y. K. Fan, e J. C. Eck, "The effect of contouring on fatigue strength of spinal rods: is it okay to re-bend and which materials are best?" *Spine Deformity*, vol. 1, no. 6, pp. 395–400, 2013. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.jspd.2013.08.004>
- [14] F. Berti, L. La Barbera, A. Piovesan, D. Allegretti, C. Ottardi, T. Villa, e G. Pennati, "Residual stresses in titanium spinal rods: effects of two contouring methods and material plastic properties," *Journal of Biomechanical Engineering*, vol. 140, no. 11, 2018. Disponível em: <https://doi.org/10.1115/1.4040451>
- [15] J. Oliveira, R. Gambetta, e J. Pinto, "Pega ponto versao 1.0," *Pega Ponto Version 1.0*, 2006.
- [16] B. Yuan, C. Li, H. Yu, e D. Sun, "Influence of hydrogen content on tensile and compressive properties of ti-6al-4v alloy at room temperature," *Materials Science and Engineering: A*, vol. 527, no. 16-17, pp. 4185–4190, 2010. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.msea.2010.03.052>
- [17] J. C. Dick e C. A. Bourgeault, "Notch sensitivity of titanium alloy, commercially pure titanium, and stainless steel spinal implants," *Spine*, vol. 26, no. 15, pp. 1668–1672, 2001. Disponível em: <https://doi.org/10.1097/00007632-200108010-00008>
- [18] T. Nguyen, J. Buckley, C. Ames, e V. Deviren, "The fatigue life of contoured cobalt chrome posterior spinal fusion rods," *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part H: Journal of Engineering in Medicine*, vol. 225, no. 2, pp. 194–198, 2011. Disponível em: <https://doi.org/10.1243/09544119JEIM763>
- [19] C. Lindsey, V. Deviren, Z. Xu, R.-F. Yeh, e C. M. Puttlitz, "The effects of rod contouring on spinal construct fatigue strength," *Spine*, vol. 31, no. 15, pp. 1680–1687, 2006. Disponível em: <https://doi.org/10.1097/01.brs.0000224177.97846.00>