

DETERMINAÇÃO DOS COEFICIENTES DE CALIBRAÇÃO UTILIZADOS NO CÁLCULO DAS TENSÕES RESIDUAIS: UMA ESTIMATIVA COM VALIDAÇÃO TEÓRICA E EXPERIMENTAL PELA TÉCNICA DO FURO CEGO

Herik Grillo Brogliato, heriknam@gmail.com¹
Adelano Esposito, adelano.esposito@farroupilha.ifrs.edu.br¹

¹Instituto Federal do Rio Grande do Sul Campus Farroupilha, R. São Vicente, 785 - Cinquentenario, Farroupilha - RS, CEP - 95174-274.

Resumo: *Devido aos processos de fabricação, as tensões residuais são um problema industrial que deve ser estudado com o objetivo de compreender seu comportamento para reduzir sua geração durante a fabricação, sejam os processos, soldagem, usinagem, tratamento térmico, entre outros. O sentido destas tensões também altera as características nos materiais em seu resultado final, há casos onde essas tensões podem ser benéficas, contudo, em sua maioria prejudiciais à vida útil do material, causando trincas, acelerando a fadiga, ou até mesmo, ocasionando deformações plásticas indesejadas e irreversíveis. Existem diversos métodos para a medição das tensões residuais, o mais comum devido a seu baixo custo e resultado confiável é o método do furo cego, classificado como um ensaio semidestrutivo. O presente trabalho tem como objetivo encontrar os coeficientes de calibração utilizados no cálculo das tensões residuais mediante a utilização do método dos elementos finitos com validação teórica e experimental pela técnica do furo cego. Para tal, foram realizados estudos analíticos sobre o método, bem como caracterização dos materiais utilizados para obtenção dos parâmetros experimentais. Além disso, utilizando o método dos elementos finitos, dois casos de estudo foram analisados com o propósito de estimar os coeficientes de calibração de maneira numérica. Os resultados demonstraram que o modelo numérico de elementos finitos implementado permitiu a obtenção dos coeficientes de calibração com boa precisão, em comparação com dados experimentais e teóricos.*

Palavras-chave: *tensão residual, furo cego, análise numérica, FEM*

1. INTRODUÇÃO

A tensão residual é um tipo de tensão interna que existe em um material sem a inerência de carga externa. Ela pode ser causada por uma variedade de fatores, como nos processos de fabricação de montagem, soldagem, usinagem, tratamento térmico, entre outros. De acordo com Flaman (1985) tais tensões dificilmente podem ser encontradas de forma analítica.

O estudo das tensões residuais é de grande importância uma vez que o desempenho e vida útil dos componentes estruturais podem ser alterados significativamente com a preexistência desse tipo de tensão. Tensões residuais podem levar à fadiga, trincas, deformações plásticas, e outros problemas. Um exemplo claro de falha devido a tensão residual foi o colapso da ponte U.S. 35 Silver Bridge Oeste de Virginia em 1967 (ver fig. 1), cuja falha provocou a perda de 46 vidas. Segundo Schajer (2010) o colapso da ponte ocorreu devido a tensões residuais trativas nas barras da treliça.



Figura 1. Ponte U.S. 35 Silver Bridge Oeste de Virginia (1967). Fonte: (Schajer, 2018)

Em muitas situações de engenharia as peças ou estruturas podem ter uma variação mais ou menos brusca de tensões residuais ao longo da sua espessura. Em determinadas aplicações essa variação de tensões é criada proposadamente para melhorar o desempenho das peças, é o caso, por exemplo, do processo de jato de granalha utilizado para aumentar a vida à fadiga de certos componentes. Neste caso criam-se tensões residuais de compressão na superfície das peças (Ribeiro, 2006).

Atualmente, a análise das tensões residuais pode ser realizada mediante várias técnicas experimentais e numéricas. Algumas das técnicas experimentais incluem difração de raios X, difração de nêutrons, ultrassom e método do furo cego. Numericamente o método de elementos finitos permite a obtenção das tensões residuais. O método do furo é frequentemente descrito como "semi-destrutivo" pois o dano que causa é localizado e geralmente não afeta significativamente a utilização da peça de trabalho (Ribeiro, 2006).

A técnica do furo cego (HDM - *hole drilling method*), foi desenvolvida e apresentada pela primeira vez por Mathar J. (1934) e consiste na execução de um furo passante ao componente analisado, permitindo alívio e redistribuição das tensões existentes nas proximidades do furo. Em consequência ao alívio das tensões, são formadas deformações superficiais que podem ser mensuradas experimentalmente conforme proposto pela norma ASTM E 837-13^a.

No entanto, o HDM apresenta limitações. Em primeiro lugar, é necessário que o furo seja feito com precisão, pois a deformação medida pelo extensômetro depende do diâmetro do furo. Além disso, a técnica de furação só pode ser utilizada em materiais isotrópicos, ou seja, materiais com propriedades mecânicas uniformes em todas as direções. Se o material possuir anisotropia, a técnica pode fornecer resultados imprecisos (Nau, 2012).

Um erro devido à plasticidade na região ao redor do furo pode ser induzido se a magnitude das tensões residuais ao redor do furo exceder o limite de escoamento local. Em um carregamento uniaxial, o valor máximo do fator de concentração de tensão devido o furo é 3. Desta forma, a tensão nominal poderá exceder 1/3 do limite de escoamento, o escoamento plástico iniciará na borda do furo e as equações obtidas pela solução elásticas não serão mais válidas. No entanto, as equações podem ser utilizadas para determinar o desvio do valor verdadeiro da tensão elástica estimada. Se o erro é aceitável, as equações podem ser praticamente usadas para determinar a tensão além de 1/3 do limite de escoamento. Desta forma, se o erro induzido pela plasticidade local é negligenciado, a tensão medida será sempre superestimada (Lin, 1995).

De acordo com Beghini (2010) esse efeito da plasticidade na região da furação é um agravante na medição da tensão para materiais com ductilidade alta e expostos a tensões residuais de grandes magnitudes. A região plástica surge na parte inferior da circunferência do furo (borda da superfície plana inferior) e depois se propaga em direção aos extensômetros quando a profundidade do furo é aumentada, esse efeito se intensifica próximo as juntas soldadas.

Bem como estudado por Sciot (2004) a profundidade relativa e o incremento da furação, tem grande importância e pode gerar resultados imprecisos em alguns casos. Em relação à influência do incremento de profundidade, escolher um incremento muito significativo (um incremento por camada) pode levar a uma ligeira superestimação do estresse. A ligeira superestimação relativa dos estresses no caso da perfuração de um incremento por camada parece ser causada por um relaxamento excessivo do estresse durante e após a perfuração. De fato, quanto maior for a profundidade do incremento, mais significativo será o tempo de perfuração e maior será o contato prejudicial entre a ferramenta e o material.

Xiau (2009) utiliza um conjunto de rotinas programadas para um software de Elementos Finitos com objetivo de obter os coeficientes de calibração para uma condição de medição específica. Uma demonstração de obtenção dos coeficientes de calibração com essas rotinas automáticas também é apresentada por ele. Os coeficientes de calibração são usados para calcular tensões residuais a partir de deformações aliviadas durante perfuração de furos. Alguns coeficientes adimensionais são utilizados para interpolar os coeficientes de calibração para uma determinada medição quanto a profundidade. Essa abordagem é simples para evitar a complicada calibração dos coeficientes através da realização de experimentos e simulações de elementos finitos, mas ela introduz dois problemas. Primeiramente, erros são sempre introduzidos pela interpolação. Em segundo lugar, o modelo de elementos finitos usado para os coeficientes adimensionais é um modelo geral que não pode refletir condições especiais, como as dimensões variadas do modelo. Como os coeficientes de calibração variam em relação a vários fatores é estudado numericamente neste artigo. Os vários fatores estudados incluem as dimensões da geometria da amostra, o raio do furo perfurado, o deslocamento e inclinação, e as propriedades do material.

Com base nos autores referenciados, observa-se que os coeficientes de relaxamento possuem relação direta com o cálculo de tensão residual, podendo-se gerar erros graves quando obtidos experimentalmente pela sensibilidade do ensaio. Sendo assim, este trabalho tem como propósito apresentar os coeficientes de calibração utilizados no cálculo das tensões residuais mediante a utilização do método dos elementos finitos com validação teórica e experimental pela técnica do furo cego. Para tal, o artigo está estruturado da seguinte forma: inicialmente, é apresentada a fundamentação teórica da técnica do furo-cego, demonstrando o desenvolvimento analítico utilizado para obtenção dos parâmetros necessários, tais como os coeficientes de alívio de tensão em furo passante e furo-cego, para o caso do campo de tensões uniformes através da espessura de material. Em seguida, apresenta-se a metodologia analítica para obtenção das tensões em placas infinitas com furo passante. O método dos elementos finitos é utilizado posteriormente para obtenção numérica dos coeficientes de alívio de tensões. Por fim, o campo de tensões e deformações, bem como coeficientes de relaxamento, são discutidos e comparações teórico/numéricas são realizadas.

2. NOTAÇÕES

D = diâmetro referente a grelha do extensômetro

D_0 = diâmetro da furação
 E = módulo de elasticidade
 j = profundidade do passo do furo
 k = número de passos
 a = raio da furação
 e = espessura
 b = largura da grelha do extensômetro
 p = deformação de relaxamento principal 1
 q = deformação de relaxamento principal 2
 r = raio referente ao centro da grelha do extensômetro
 A, B = coeficientes de relaxamento
 β = ângulo referente ao eixo x
 ε = deformação
 ε_r = deformação radial de relaxamento
 ε_j = deformação quanto ao relaxamento para j profundidade
 ν = coeficiente de *Poisson*
 θ = ângulo do extensômetro quando ao eixo x
 σ_{max} = tensão principal máxima
 σ_{min} = tensão principal mínima
 σ_a = tensão aplicada

3. PRINCÍPIOS FUNDAMENTAIS E MODELO MATEMÁTICO DA TÉCNICA DO FURO CEGO

A norma ASTM E837–13a (2013) define os procedimentos de execução e processamento para a medição de tensões residuais pelo método do furo. A técnica consiste basicamente na realização de um furo (furo cego ou passante) gerando, como consequência, um alívio localizado das tensões que induzem deformações no entorno do furo, como mostrado na Fig. 2, atingindo novamente o estado de equilíbrio do material.

Cabe destacar que estas deformações são também sensíveis ao processo de furação devido às tensões residuais induzidas no material pelo processo de usinagem, o que acaba influenciando no real valor medido das tensões (Tamura, 2016). O extensômetro é colado de forma que seu centroide representa a posição da furação a ser aplicada.

Com base na teoria da elasticidade, não há solução exata para a distribuição de tensões ao redor de um furo-cego (Silva, 2021). Soluções aproximadas são obtidas pela utilização de coeficientes empíricos, cuja fundamentação teórica é baseada nas equações de Kirsch para determinação do estado de tensões ao redor de um furo passante em uma placa infinita com estado de tensões definido. Assim sendo, o estado de tensões em uma placa furo passante pode ser obtido pela subtração do campo de concentração de tensões, dado pela solução de Kirsch, pelo estado de tensões na placa sem furo, conforme ilustração apresentada na Fig. 3.

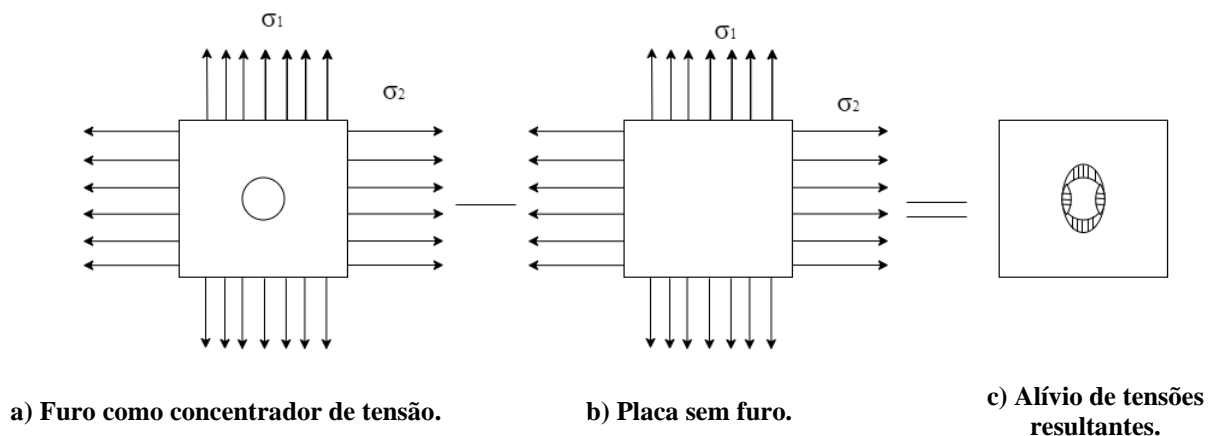


Figura 2. Estado de tensões em uma placa com furo passante.

3.1. Modelo de cálculo para o método com furo passante

As rosetas extensiométricas tipicamente utilizadas são os modelos tipo “A, B e C” exemplificados na Fig. 3, as medições são feitas antes e após a execução de um furo de diâmetro D_0 e de profundidade j , então, podem ser desenvolvidos conjuntos de medições a cada passo que se dá aumentando a profundidade da furação.

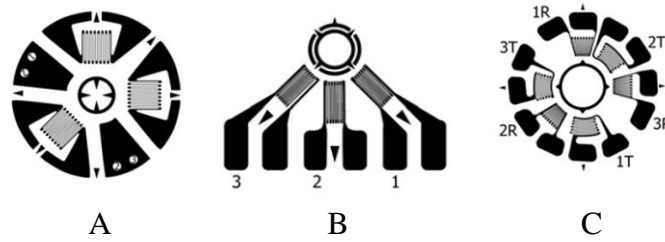


Figura 3. Tipos de Roseta conforme ASTM E837-13a.

O estado de tensões no plano biaxial r e θ em qualquer ponto pode ser descrita pelas Eq. (1) e (2).

$$\sigma_r = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} + \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \cos(2\theta) \quad (1)$$

$$\sigma_\theta = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} - \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \cos(2\theta) \quad (2)$$

$$\tau_{xy} = -\frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \sin(2\theta) \quad (3)$$

A solução proposta por Kirsh, derivam da teoria da elasticidade, onde as equações para uma placa infinita carregada biaxialmente são expostas nas Eq. (4), (5) e (6).

$$\sigma_r'' = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} \left(1 - \frac{R^2}{r^2}\right) + \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \left(1 - 4\frac{R^2}{r^2} + 3\frac{R^4}{r^4}\right) \cos(2\theta) \quad (4)$$

$$\sigma_\theta'' = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} \left(1 + \frac{R^2}{r^2}\right) - \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \left(1 + 3\frac{R^4}{r^4}\right) \cos(2\theta) \quad (5)$$

$$\tau_{xy}'' = -\frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \left(2\frac{R^2}{r^2} - 3\frac{R^4}{r^4}\right) \sin(2\theta) \quad (6)$$

Considerando que conforme Fig. 2 $\sigma' = \sigma'' - \sigma$, o estado de tensões relaxadas σ' devido a remoção de material em uma furação central de uma placa carregada biaxialmente pode ser disposta conforme Eq. (7), (8) e (9).

$$\sigma_r' = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} \left(\frac{R^2}{r^2}\right) + \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \left(-4\frac{R^2}{r^2} + 3\frac{R^4}{r^4}\right) \cos(2\theta) \quad (7)$$

$$\sigma_\theta' = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} \left(\frac{R^2}{r^2}\right) - \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \left(3\frac{R^4}{r^4}\right) \cos(2\theta) \quad (8)$$

$$\tau_{r\theta}' = -\frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \left(2\frac{R^2}{r^2} - 3\frac{R^4}{r^4}\right) \sin(2\theta) \quad (9)$$

As deformações na borda do furo são descritas pela Lei de Hooke considerando apenas a deformação radial pois as rosetas utilizadas são radiais, é possível descrever o comportamento pela Eq. (10).

$$\varepsilon_r' = \frac{1}{E} (\sigma_r' - \nu\sigma_\theta') \quad (10)$$

Em se tratando de tensões uniformes, substituindo as tensões das Eq. (7) e Eq. (8) na Eq. (10), as deformações e tensões atuantes nas proximidades do furo, são tratadas como aquelas existentes em uma placa infinita com um furo central, cuja solução teórica para a deformação de relaxamento, dada pela Eq. (11) (Niko-Lari, 1985).

$$\varepsilon_r = (A + B\cos(2\theta))\sigma_{max} + (A - B\cos(2\theta))\sigma_{min} \quad (11)$$

É possível observar pelas Eq. (12) e Eq. (13) que os coeficientes de relaxamento são dados exclusivamente pelas propriedades do material, e a geometria do furo.

$$A = -\frac{1 - \nu}{2E} \left(\frac{a}{r}\right) \quad (12)$$

$$B = -\frac{1 + \nu}{2E} \left(\frac{4}{1 + \nu} \left(\frac{a}{r}\right)^2 - 3 \left(\frac{a}{r}\right)^4\right) \quad (13)$$

As Eq. (12) e Eq. (13) desconsideram o efeito da área finita do extensômetro, incluindo este efeito, as expressões para as constantes podem ser descritas pelas Eq. (14) e Eq. (15). Os coeficientes A e B das equações anteriores devem ser considerados com cautela. Estas formulações somente são válidas quando as condições de contorno propostas por Kirsch são respeitadas, e, para uma placa fina que pode ser considerada infinita e carregada por um plano de tensões uniforme, logo, é válido para tensões pontuais que não é o caso da extensimetria. Portanto, é necessária uma alteração nestes coeficientes. Schajer (1981) definiu a geometria representada pela Fig. 4 passando a contemplar a área finita do extensômetro, sendo R_1 e R_2 as respectivas distâncias do centro da furação até o início e até o fim da grelha do extensômetro.

$$\bar{A} = -\frac{(1 + \nu)a^2}{E(R_2 - R_1)b} (\Psi_1 - \Psi_2) \quad (14)$$

$$\bar{B} = -\frac{(1 + \nu)a^2}{E(R_2 - R_1)b} \left[\frac{2(1 - \nu)}{1 + \nu} (\Psi_1 - \Psi_2) + \text{sen}(2\Psi_1) - \text{sen}(2\Psi_2) - \frac{1}{8} \left(\frac{a}{R_1}\right)^2 (2\text{sen}(2\Psi_1) + \text{sen}(4\Psi_1)) + \frac{1}{8} \left(\frac{a}{R_2}\right)^2 (2\text{sen}(2\Psi_2) + \text{sen}(4\Psi_2)) \right] \quad (15)$$

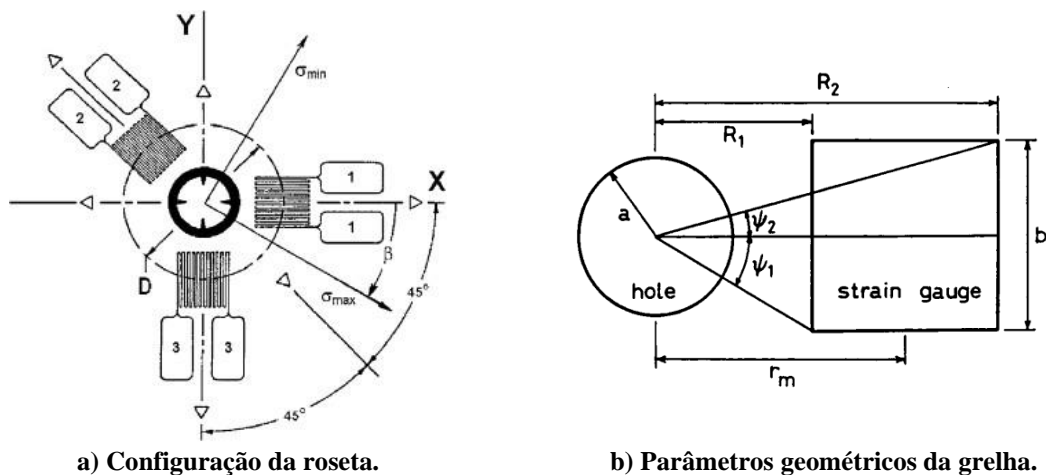


Figura 4. Formato da roseta para o ensaio do furo. Fonte: (ASTM E138-13a)

3.2. Análise Extensométrica para o Caso do Furo Cego

Para facilitar o cálculo das tensões principais, Schajer (2007) introduziu as variáveis p , q e t , que representam combinações das leituras de cada extensômetro.

$$p = \frac{\varepsilon_{r1} + \varepsilon_{r3}}{2} \quad (16)$$

$$q = \frac{\varepsilon_{r1} - \varepsilon_{r3}}{2} \quad (17)$$

$$t = \frac{\varepsilon_{r3} - 2\varepsilon_{r1} + \varepsilon_{r1}}{2} \quad (18)$$

Sendo p , q e t as deformações principais.

$$P = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} \quad (19)$$

$$Q = \frac{\sigma_y - \sigma_x}{2} \quad (20)$$

$$T = \tau_{xy} \quad (21)$$

Nas Eqs. (19) a (21), P corresponde a tensão equi-biaxial, Q a tensão de corte puro à 45°, e T a tensão de cisalhamento. Em posse das deformações principais e tensões P , Q e T , bem como as constantes elásticas E e ν , os coeficientes de relaxamento são obtidos com base nas Eqs. (22) e (23).

$$\bar{a}_j = \frac{-Ep}{(1 + \nu)P} \quad (22)$$

$$\bar{b}_j = \frac{-Eq}{Q} \quad (23)$$

3.3. Método dos Elementos Finitos aplicado a Técnica do Furo Cego

A solução ideal para as constantes A e B , representadas pelas Eqs. (14) e (15), é fundamentada na suposição de que a distribuição da deformação ao redor de um furo cego é essencialmente idêntica àquela que ocorreria em torno de um furo passante em uma placa fina. No entanto, essa simplificação não é necessária quando se utiliza o método dos elementos finitos, levando em consideração a influência da profundidade do furo na deformação quanto ao relaxamento das tensões.

Considerando a posição relativa do extensômetro antes do processo de furação, conforme mostrado na Fig. 5, que ilustra a seção longitudinal do furo, podemos observar que a curva limite está suficientemente distante para que a influência da perfuração nas tensões da fronteira possa ser desconsiderada. A figura também representa as tensões iniciais presentes no local onde o furo será realizado, assumindo-se que elas sejam uniformes ao longo de toda a seção longitudinal e do furo, o que implica na ausência de tensões de cisalhamento na superfície do furo.

Considerando o corpo de prova na área de medição antes de perfurar o material. Uma visão em seção transversal é mostrada na Fig. 5, onde assume-se que a curva de contorno está suficientemente distante do furo para que a perfuração não influencie significativamente as tensões na borda. As tensões iniciais no local do furo são marcadas e assumem-se uniformes em toda a seção transversal do furo, de modo que não há tensões de cisalhamento nas superfícies do furo. Ao perfurar o furo e carregar externamente as superfícies do furo com as mesmas tensões que existiam anteriormente. Sob essas condições, a distribuição de tensão no material restante não é alterada.

Levando em consideração a Fig. 5, onde o material com a carga aplicada à superfície do furo é mostrado no caso (a). Como o sistema é linear elástico, a carga mostrada no caso (b) pode ser sobreposta, onde tensões iguais e opostas às da parte caso (a) são aplicadas na superfície do furo, mas com tensão zero na borda distante. A soma dessas duas, mostrada no caso (c), é a distribuição de tensão que existe após a perfuração do furo. Assim, a carga caso (b) corresponde a redistribuição de tensões devido a execução do furo e as deformações associadas são aquelas relaxações de deformação que são medidas pelos extensômetros. Também segue que as relaxações de deformação medidas dependem apenas das tensões residuais originais na borda do furo. Uma análise do caso de carga (b) usando técnicas de elementos finitos fornece os deslocamentos superficiais relaxados, a partir dos quais a deformação média sobre a área do medidor é encontrada por integração numérica.

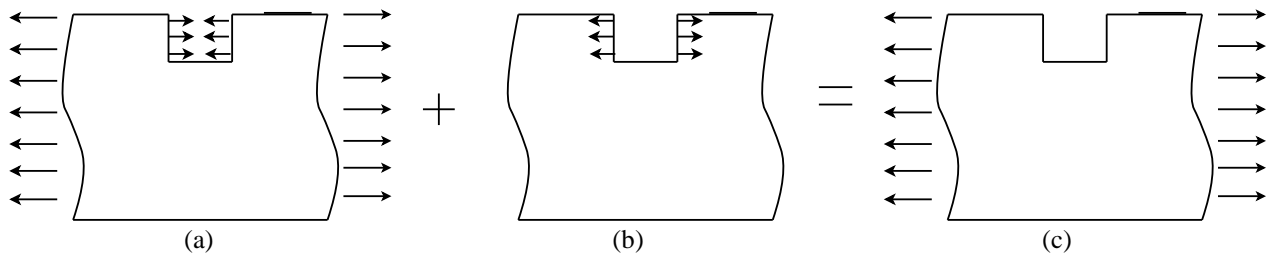


Figura 5. Princípio da superposição de tensão.

4. ANÁLISE EXPERIMENTAL E VALIDAÇÃO DO MODELO DE ELEMENTOS FINITOS

Considerando que a tensão residual gera diversos efeitos nos componentes mecânicos, foi selecionado como corpo de prova experimental, peças de aço carbono A36 cortados em corte laser para os ensaios a seguir, pois, é um material muito utilizado na indústria metalúrgica, e que muitas vezes por ser considerado de baixo teor de carbono, não são levadas em consideração possíveis tensões residuais pré existentes no material, ou seja, mesmo com processos que podem induzir tensões no material, este aço, tende a não sofrer tanto quanto materiais com médio ou alto teor de carbono, sendo assim, ótimo para o cálculo dos coeficientes de relaxamento.

O recozimento para alívio de tensões é um tratamento térmico que consiste no aquecimento da peça de maneira uniforme em um patamar de temperatura por um período específico, seguido de um resfriamento ao ar à temperatura ambiente. Observa-se que a escolha da TTAT (temperatura taxa de aquecimento e tempo) deve ser escolhida com base na composição química do metal (Calister, 2007).

Com objetivo de remover quaisquer tensões residuais já existentes no material, os corpos de prova foram submetido a um tratamento térmico de alívio de tensões com uma taxa de aquecimento de 1,8 °C/min até uma temperatura máxima de 450 °C e resfriado a ar em temperatura ambiente, conforme gráfico da Fig. 6.

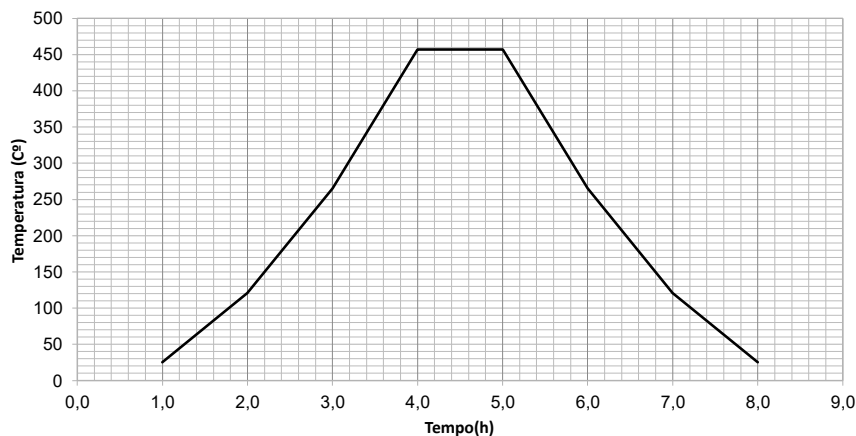


Figura 6. Taxa de aquecimento e resfriamento do tratamento de alívio de tensões dos corpos de prova.

Após o tratamento térmico, os corpos de prova foram submetidos ao ensaio de tração em uma máquina EMIC, a fim de obter as propriedades mecânicas do material, tais como, módulo de elasticidade e tensão de escoamento. Tanto a geometria dos corpos de prova quanto o procedimento para realização do ensaio, seguiram-se a NBR 6673. Os dados obtidos são apresentados no gráfico da Fig. 7, bem como na Tab. 1.

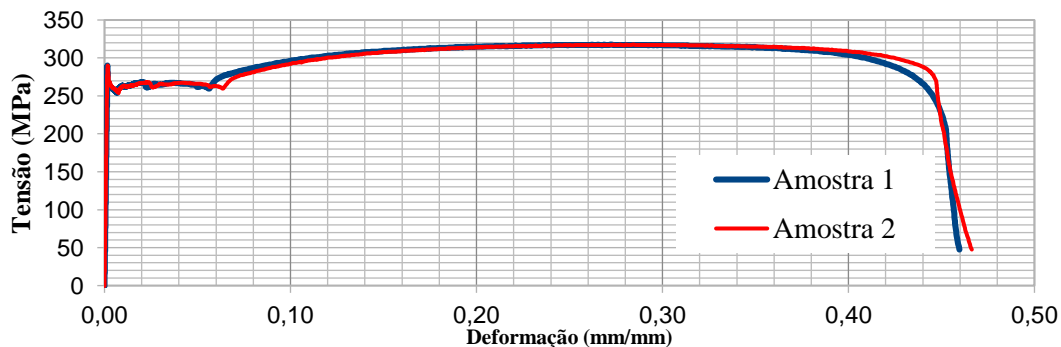
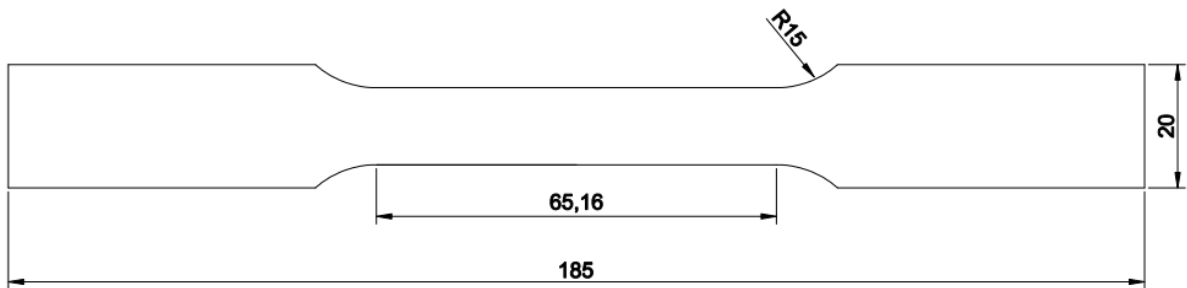


Figura 7. Gráfico tensão × deformação aço carbono A36.

Tabela 1. Propriedades mecânicas para os corpos de prova de aço carbono A36 após o tratamento térmico de alívio de tensões.

Amostra	E (GPa)	Tensão Superior (MPa)	Tensão Inferior (MPa)	Tensão Última (MPa)	Alongamento total (%)	Alongamento elástico (%)	Alongamento plástico (%)
1	191,552	277,37	233,25	306,59	44,08	0,13	43,94
2	183,179	290,05	253,65	317,62	45,20	0,14	45,09
Média	187,36	283,71	243,45	312,10	44,64	0,135	44,51
Desvio Padrão	5,93	8,97	14,42	7,80	0,79	0,01	0,81

Com base nos dados apresentados na Tab.1, os valores considerados para tensão de escoamento e tensão última são 243,45 MPa e 312,10 MPa, respectivamente. Em se tratando do módulo de elasticidade, o valor esperado para aços em geral deve estar próximo aos 200 GPa, entretanto, observa-se uma discrepância em relação aos valores obtidos no ensaio, conforme apresentado na Tab. 1. Tal diferença ocorreu devido ao escorregamento do medidor de alongamento por contato ao corpo de prova. Sendo assim, a estimativa do módulo de elasticidade foi realizada mediante a instrumentação do corpo de prova com uma roseta extensométrica, conforme descrito na seção 4.2.

**Figura 8. Geometria do corpo de prova para ensaio de tração vide norma NBR6673 (cotas em mm).**

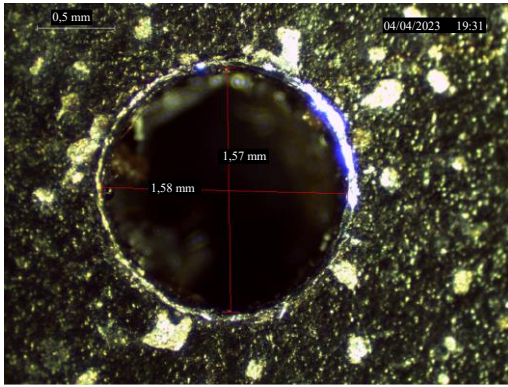
Após a caracterização das propriedades mecânicas do material, realizou-se a calibração dos parâmetros de máquina para usinagem do furo passante, visto que a geometria da furação pode influenciar significativamente os resultados das tensões residuais, como pode ser observado nos parâmetros geométricos presentes nas Eqs. (13) e (14). Ainda, segundo Rossi (2012), embora a técnica do furo cego tenha vantagens quando usado para medir tensão residual em amostras com elevada dureza, é inevitável a ocorrência de desgaste na broca, podendo motivar o surgimento de tensões induzidas pelo processo de furação.

Neste estudo, utilizando uma fresadora CNC, com rotação fixada em 24000 revoluções por minuto e velocidade de avanço de 20 milímetros por minuto, executaram-se sete furos em um corpo de prova de mesmas características geométricas/material do ensaio de tração. Como ferramenta, foram utilizadas brocas de aço rápido com diâmetro de 1,0 mm (pré-furo) e 1,5 mm. Os parâmetros de máquina são apresentados na Tab. 2.

Tabela 2. Parâmetros de furação amostras.

Amostra	Pré-furo	Passo
1	Não	0,1 mm
2	Não	0,05 mm
3	Não	0,1 mm
4	Sim	-
5	Sim	0,1 mm
6	Sim	0,1 mm
7	Sim	0,05 mm

As amostras foram inspecionadas com auxílio de uma lupa Lessie, com aumento de 40 vezes Fig. 9(a), a fim de realizar uma análise qualitativa quanto às qualidades geométricas na usinagem do furo. Para tal, analisou-se aspectos como diâmetro máximo e mínimo e excentricidade. Com isso, selecionou-se a amostra quatro como a que apresentou a melhor qualidade na furação. Logo, os parâmetros de máquina da amostra 4, foram considerados na usinagem do furo para a placa instrumentada, a qual está ilustrada na Fig. 9(b).



a) Macroscopia da furação com aumento de 40 vezes.

b) Usinagem do furo passante na chapa com a roseta instrumentada.

Figura 9. Representação do processo para usinagem e avaliação da furação.

4.1. Obtenção das Deformações Experimentais

Para encontrar experimentalmente os coeficientes de relaxamento, foi proposto um ensaio de tração, realizado antes e após a furação. Para isso, foi utilizado uma máquina de ensaios universal EMIC, uma roseta da Excel Sensores de características tipo “B” (ver Fig. 10) conforme a norma ASTM E381-13a de 1/16” de comprimento.



Figura 10. Modelo geométrico da roseta (Adaptado de Excel Sensores).

A colagem da roseta foi realizada de tal forma a manter o perpendicularismo do extensômetro 1 em relação ao lado de maior comprimento do corpo de prova (ver Fig.11).

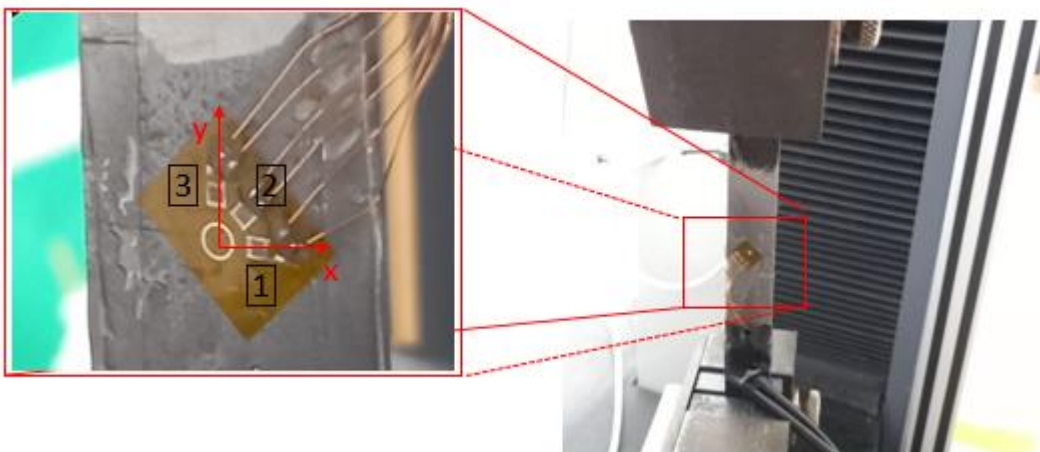


Figura 11. Fixação do corpo de prova e referência da colagem da roseta.

De acordo com Blödorn et al. (2015), a carga máxima aplicada ao corpo de prova com furo deve ser equivalente à 30% da tensão de escoamento do material. Isso pretende evitar a ocorrência da plastificação nas proximidades da furação, dada a amplificação da tensão nesta região devido ao concentrador de tensão.

Nesse contexto, para encontrar a carga máxima a ser aplicada no ensaio, a área mínima da seção transversal foi mensurada após a preparação da superfície de colagem da roseta, dada a retirada de material durante o processo de

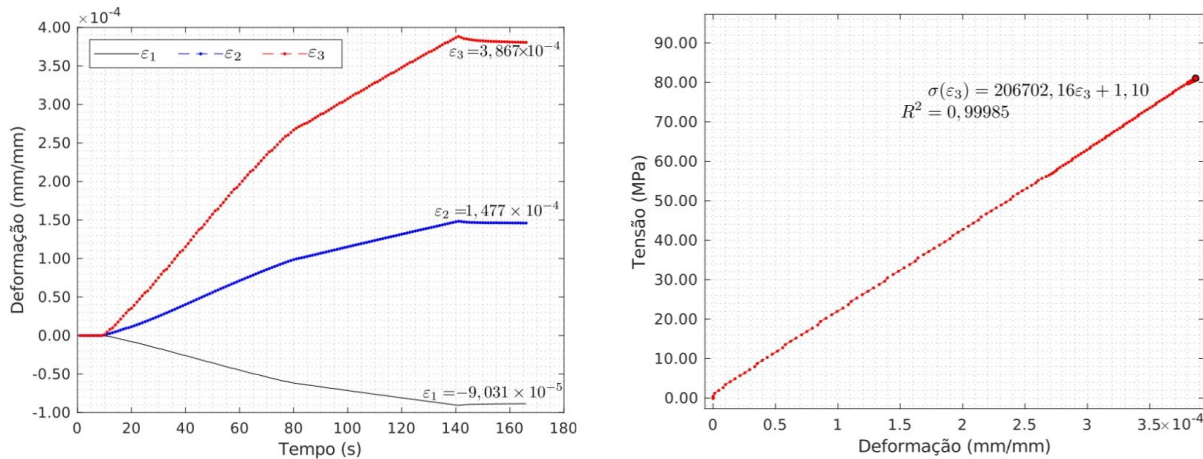
acabamento superficial (polimento). Para tanto, os valores encontrados de espessura e largura com o auxílio de um micrômetro centesimal, foram, respectivamente, 20,308 mm e 1,509 mm, totalizando uma área transversal mínima na região de colagem da roseta equivalente à 30,644 mm².

Assim sendo, considerando a tensão de escoamento média do material em estudo como sendo 243,45 MPa, obtida pelo ensaio de tração, e uma área de seção transversal igual à 30,644 mm², a carga máxima de tração aplicada no corpo de prova, respeitando 30% da tensão de escoamento, foi de 2400 N.

Em se tratando da instrumentação utilizada para a coleta de dados da roseta extensométrica, cada extensômetro da roseta, com resistência nominal de 125 ohms, foi conectado ao circuito do tipo ponte de Wheatstone em ligação de ¼ de ponte com três fios (Hoffman, 1989). O circuito elétrico é composto por um amplificador HX711, três resistores de 125 ohms para equilíbrio da ponte, um Arduino Mega 2560, e um computador. O programa para aquisição dos dados foi implementado no software IDE do próprio Arduino e o programa para leitura serial em linguagem MATLAB®.

A calibração da instrumentação foi realizada como etapa inicial ao ensaio, mediante a aplicação de uma pré-carga correspondente à 10% da carga máxima. Com isso, pôde-se corrigir efeitos não lineares provocados pela acomodação do corpo de prova no sistema de fixação da máquina (garras do tipo pinça). Em seguida, tanto o ensaio de tração do corpo de prova sem furo, quanto o corpo de prova com furo, foram conduzidos com velocidade constante de 6 mm/min e carga máxima de 2400 N.

O primeiro ensaio foi realizado com o corpo de prova sem furação, cujos resultados das deformações atuantes nos extensômetros 1 a 3 são apresentados no gráfico da Fig. 12(a). Já o gráfico da Fig. 12(b) apresenta a tensão *versus* deformação atuante no extensômetro 3, o qual está colinear a direção de aplicação da carga.



a) Deformações atuantes nos extensômetros 1, 2 e 3.

b) Tensão \times deformação extensômetro 3.

Figura 12. Deformações e tensões atuantes na roseta extensométrica para corpo de prova sem furo.

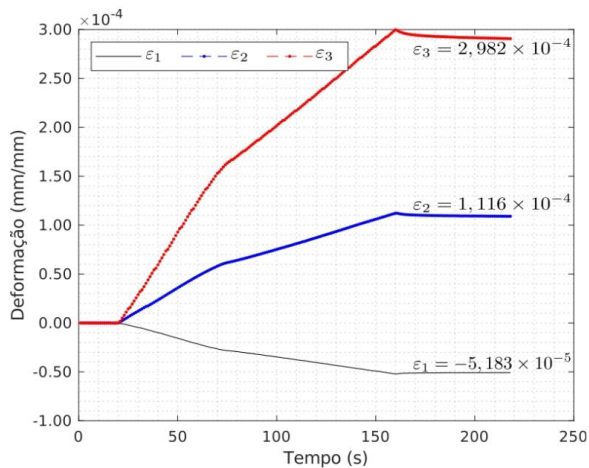
Em seguida, o corpo de prova foi retirado do equipamento e desconectado do sistema de aquisição para execução da etapa de furação, a qual foi realizada conforme procedimento descrito na seção anterior. Cabe destacar que esse procedimento foi conduzido com muita cautela a fim de evitar qualquer dano à roseta extensométrica. A Fig. 9(b) ilustra a fixação e usinagem do furo.

Após a usinagem do furo, o corpo de prova foi novamente acomodado na máquina de ensaio de tração, repetindo-se o processo de calibração e aplicação da carga. Os resultados do ensaio, agora considerando o corpo de prova com furo, são apresentados na Fig. 13.

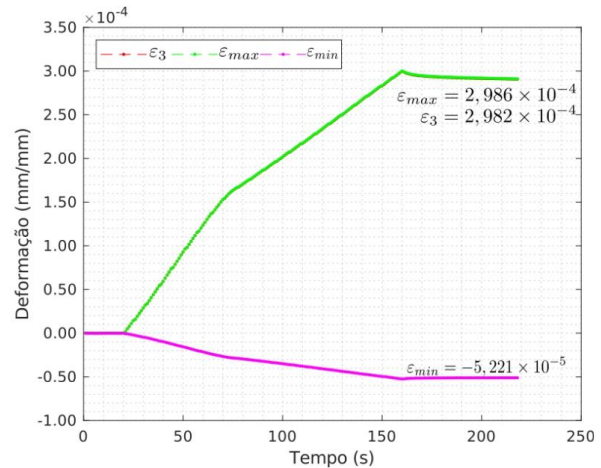
Numa primeira análise dos gráficos da Fig. 12(a) e Fig. 13(a), pode-se afirmar que a furação provocou um aumento de 42,6 % nas deformações transversais, registradas pelo extensômetro 1, à uma distância de 1,755 mm da borda do furo. Esse efeito é causado pela contração do material devido à presença do concentrador de tensões, justificando a amplificação das tensões nessa região. Pelo mesmo motivo, observa-se uma contração de 22,88 % na deformação do extensômetro 3.

Outra informação extraída da Fig. 12(a) está relacionada à relação entre as deformações transversais e longitudinais, dadas pelos extensômetros 1 e 3, respectivamente. Essa relação compreende uma propriedade elástica do material, denominada como coeficiente de Poisson que, neste caso, foi encontrado como sendo igual a 0,234.

O gráfico da Fig. 12(b) apresenta a relação entre tensão aplicada, devido ao carregamento incremental imposto pela máquina, pela deformação atuante no extensômetro 3, estando este colinear à direção de aplicação da carga. Esse gráfico é de fundamental importância para a obtenção do módulo de elasticidade do material, o qual não foi possível de ser estimado no ensaio de tração convencional. Para tal, derivando a função $\sigma(\epsilon)$, cuja relação linear de 0,99985 é aceitável, obteve-se o módulo de elasticidade igual à 206,702 GPa.



a) Deformações atuantes nos extensômetros 1, 2 e 3.



b) Deformações principais.

Figura 13. Deformações atuantes na roseta extensométrica para corpo de prova com furo passante.

Em se tratando da Fig. 13(b), esta apresenta o gráfico das tensões principais. Essa informação é válida para comprovar o posicionamento e colagem da roseta extensométrica, visto que, como pode-se observar, a deformação principal máxima é aproximadamente igual à deformação registrada pelo extensômetro 3. Tal proximidade comprova que tanto o corpo de prova quanto o extensômetro 3, estão colineares à direção de aplicação da carga. Da mesma forma, a deformação principal mínima está muito próxima da deformação do extensômetro 1, comprovando seu posicionamento perpendicular à direção de aplicação da carga.

Sintetizando os resultados encontrados com o referido ensaio, a Tab. 3 apresenta os valores de tensões, deformações e propriedades elásticas obtidas, os quais foram considerados na calibração no modelo numérico de elementos finitos, bem como no cálculo dos coeficientes de relaxação, os quais foram obtidos pela diferença das deformações antes e após o furo com base nas Eqs. (24) a (27).

$$\epsilon_{r1} = \epsilon''_1 - \epsilon'_1 \quad (24)$$

$$\epsilon_{r3} = \epsilon''_3 - \epsilon'_3 \quad (25)$$

$$\bar{A} = \frac{\epsilon_{r1} + \epsilon_{r3}}{2\sigma_a} \quad (26)$$

$$\bar{B} = \frac{\epsilon_{r1} - \epsilon_{r3}}{2\sigma_a} \quad (27)$$

Onde, $\epsilon''_{()}$ é a deformação com furo, e $\epsilon'_{()}$ é a deformação sem furo.

Tabela 3. Deformações e propriedades elásticas obtidas.

E	ν	σ_a	ϵ_{r1}	ϵ_{r3}	A	B
206,702 GPa	0,234	78,33 MPa	38,48 μm	-88,6 μm	$2,60079 \times 10^{-13}$	$7,25259 \times 10^{-13}$

4.2. Validação do Modelo de Elementos Finitos

Para a simulação numérica, foi utilizado o software ANSYS® APDL (*Ansys Parametric Design Language*) versão estudantil. O elemento finito escolhido foi o PLANE 183, com 8 nós por elemento e 2 graus de liberdade por nó. A fim de obter maior controle sobre o tamanho dos elementos, optou-se pela parametrização da malha, denominada assim “malha mapeada”. Dessa forma, foi possível realizar o refino da malha de maneira controlada na região de maior concentração de tensão a saber, na região de contorno dos furos (ver Fig. 14). O modelo final é composto de 1920 elementos.

Em se tratando das propriedades geométricas do material definidas para o modelo de elementos finitos, estas foram replicadas do corpo de prova utilizado na obtenção das deformações experimentais, conforme seção 4.2.

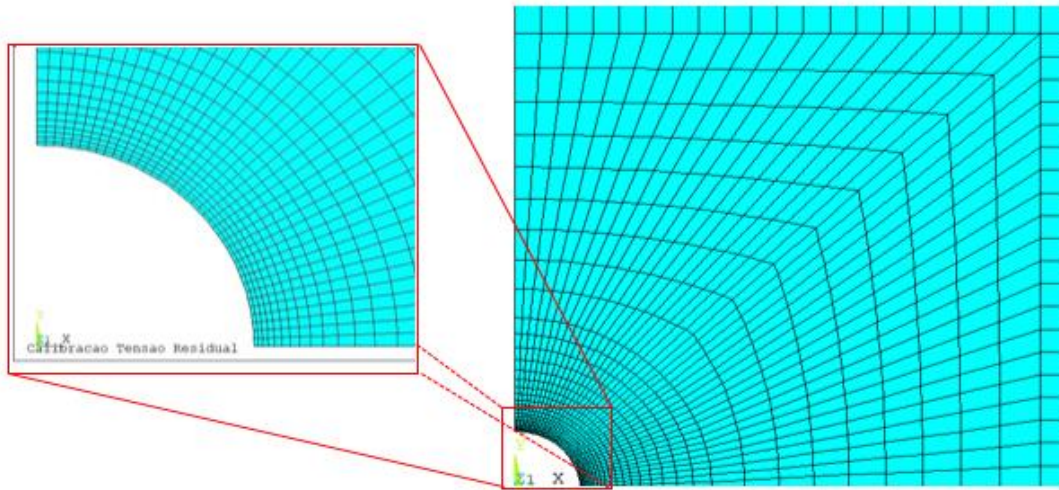
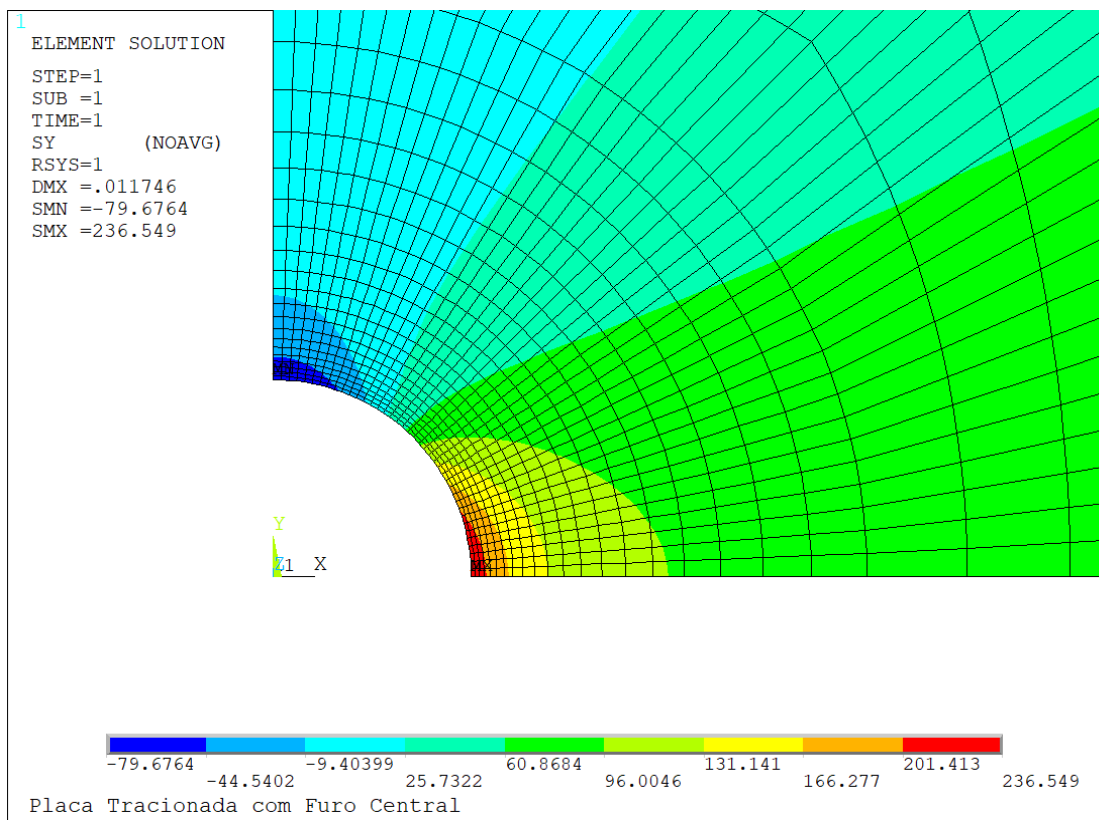
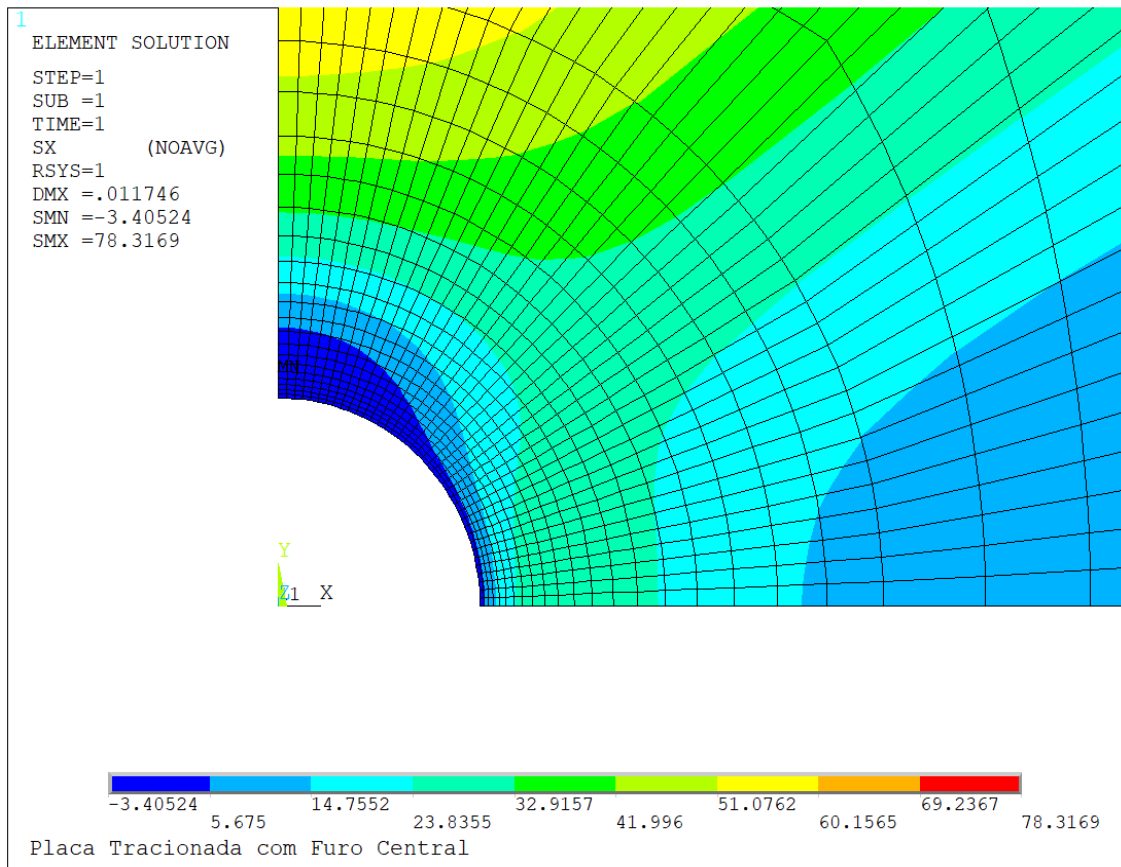


Figura 14. Refinamento da malha utilizando o elemento quadrilateral PLANE 183.

A Fig. 15 apresenta o comportamento das tensões radiais e transversais, quando sujeito a uma aplicação de tensão nominal de mesma magnitude conforme descrita na calibração experimental. O perfil de tensões radiais, sugere que nos pontos pertencentes a borda do furo, as tensões equivalentes se aproximam da tensão de escoamento do material, sendo a tensão máxima igual a 236,54 MPa comprovando a necessidade de não ultrapassar o limite de 30% da tensão de escoamento do material na aplicação da carga, caso contrário o efeito da plasticidade causará sérios problemas no ensaio, e as validações numéricas da seção 3 já não são mais válidas.



a) Perfil de tensões radiais.



b) Perfil de tensões transversais.

Figura 15. Tensão de von Mises com tensão nominal de 78,33 MPa em y positivo.

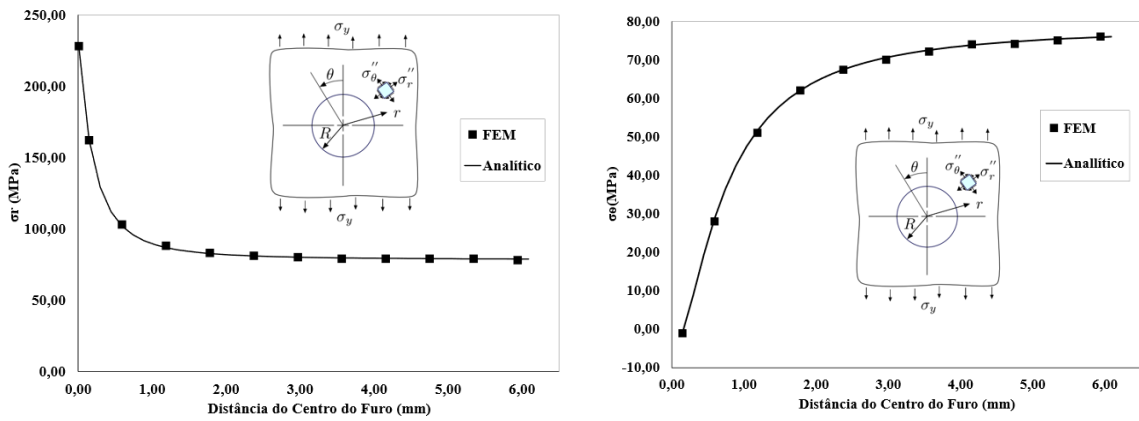
Como validação dos resultados obtidos pela simulação de elementos finitos, estes foram comparados com a solução teórica, Eqs. (28) e (29) para análise das tensões transversais e longitudinais em uma placa infinita com furo central carregada uniaxialmente. As Eqs. (28) e (29), derivam das Eqs. (4) e (5) para o caso de biaxial.

$$\sigma_r'' = \frac{\sigma_y}{2} \left(1 - \frac{R^2}{r^2} \right) + \frac{\sigma_y}{2} \left(1 - 4 \frac{R^2}{r^2} + 3 \frac{R^4}{r^4} \right) \cos(2\theta) \quad (28)$$

$$\sigma_\theta'' = \frac{\sigma_y}{2} \left(1 + \frac{R^2}{r^2} \right) - \frac{\sigma_y}{2} \left(1 + 3 \frac{R^4}{r^4} \right) \cos(2\theta) \quad (29)$$

A Fig. 16 apresenta os gráficos de tensão versus distância do centro do furo. Os valores de tensão foram gerados utilizando o comando PRPATH com 80 divisões em x, com resultados apresentados na Fig. 16(a), e 220 divisões em y, conforme Fig. 16(b).

O ensaio de tração com a aplicação da carga de 2400 N, também foi comparado com o modelo numérico com objetivo de garantir que o refino de malha estava adequado. As deformações simuladas foram encontradas após plotar um caminho através do comando PRPATH com 220 divisões em y e 80 divisões em x são apresentados na Tab. 4.



a) Tensões radiais mapeadas ao longo da seção transversal, direção x.

b) Tensões transversais mapeadas ao longo da seção longitudinal, direção y.

Figura 16. Comparação modelo por elementos finitos e cálculo analítico.

Tabela 4. Comparativo de deformações experimental versus numérico.

Extensômetro	Deformação (mm/mm)		Erro Relativo (%)
	Númérico	Experimental	
1	$-5,758 \times 10^{-5}$	$-5,183 \times 10^{-5}$	11,10
3	$2,989 \times 10^{-4}$	$2,982 \times 10^{-4}$	2,31

Os respectivos valores obtidos para as deformações dos extensômetros apresentados na Fig. 13, aproximam-se com aqueles encontrados pelo FEM, estes resultados corroboram mais uma vez que o refino de malha do modelo desenvolvido por elementos finitos está adequado.

Com base nos resultados das deformações na região central da grelha dos extensômetros, foi possível calcular os coeficientes A e B apresentados na Tab. 5.

Tabela 5. Valores encontrados dos coeficientes de relaxamento e sua variação quanto ao experimental.

Método	A	B	Erro (A)	Erro (B)
Análítico	$-2,64914 \times 10^{-13}$	$-8,66187 \times 10^{-13}$	-	-
ASTM E837-13a	$-2,56700 \times 10^{-13}$	$-9,04878 \times 10^{-13}$	-3,10%	4,47%
Númérico	$-2,64755 \times 10^{-13}$	$-7,84292 \times 10^{-13}$	-0,06%	-9,45%
Experimental	$-2,60079 \times 10^{-13}$	$-7,25259 \times 10^{-13}$	-1,83%	-16,27%

5. SIMULAÇÃO NUMÉRICA PARA O FURO CEGO QUANTO A ESPESSURA

Em diversos casos da engenharia, principalmente quando se trata de materiais com espessura elevada, pode-se haver tensões residuais providas de processos industriais, tais quais a sua magnitude quanto a espessura é de grande importância. Neste caso o perfil de tensões não varia, porém a importância se encontra no fato de quando o método do furo é realizado em apenas um passo, ou seja, passante não é possível determinar se a tensão residual é ou não uniforme quanto a sua espessura, portanto o método por passos, é mais seguro quando não se tem certeza do comportamento das tensões presentes no material. Sendo assim, com o propósito de encontrar os coeficientes de relaxamento para o caso do furo cego com variação incremental da profundidade do furo, considerou-se como caso de estudo uma placa com espessura de 6,35 mm, largura de 20 mm e comprimento de 200 mm, em referência ao problema abordado por Viotti (2016), de propriedades geométricas e elásticas indicadas pela Tab.6. Ainda, para obtenção das deformações de relaxamento incremental, considerou-se o método das tensões médias, proposto por Schajer (1988).

Assim sendo, para a determinação numérica dos coeficientes de calibração A e B no caso de tensões residuais não uniformes em profundidade, foi desenvolvido um modelo numérico de elementos finitos tridimensional, via ANSYS® APDL (Ansys Parametric Design Language) versão estudantil, considerando elemento finito SOLID 186 (elemento isoparamétrico de 8 nós e 3 graus de liberdade por nó). A Fig. 17 ilustra a malha gerada no modelo numérico desenvolvido, onde pode-se observar as condições de simetria e carregamento, bem como, no detalhe em escala aumentada, a posição de colagem dos extensômetros e refino da malha na região de concentração das tensões, isto é, na concordância entre a face interna do furo com a superfície de usinagem na profundidade do furo.

Tabela 6. Propriedades geométricas e elásticas utilizadas para o modelo de elementos finitos.

E	ν	σ_a	r_a	Espessura
207 GPa	0,30	1 MPa	1,60 mm	6,30mm

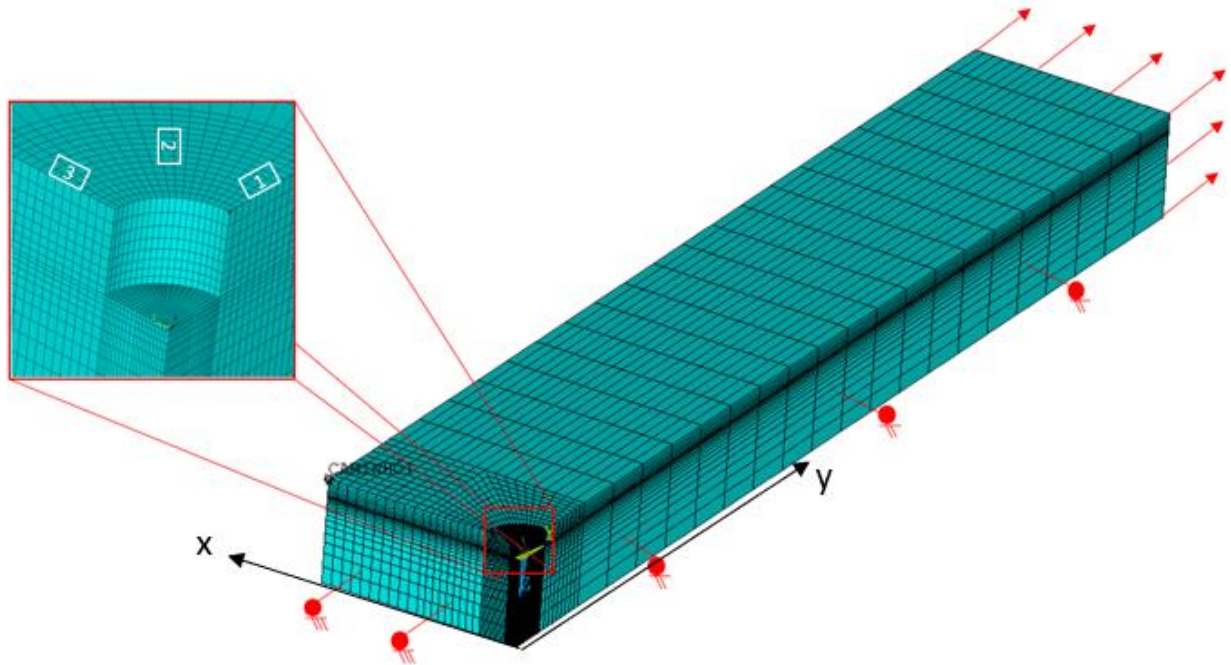
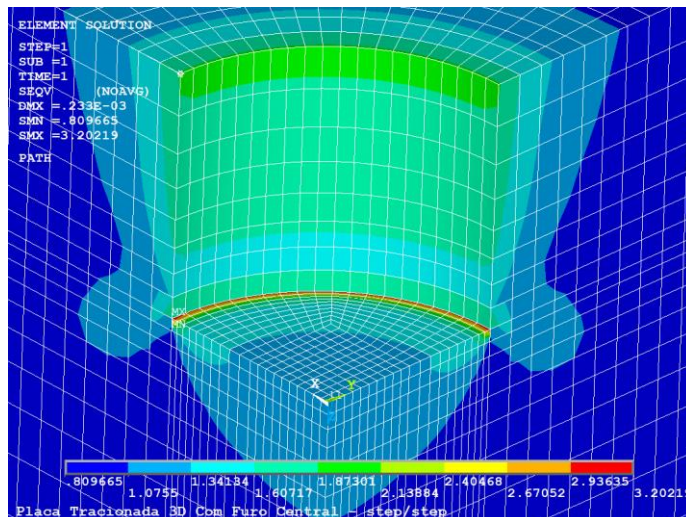
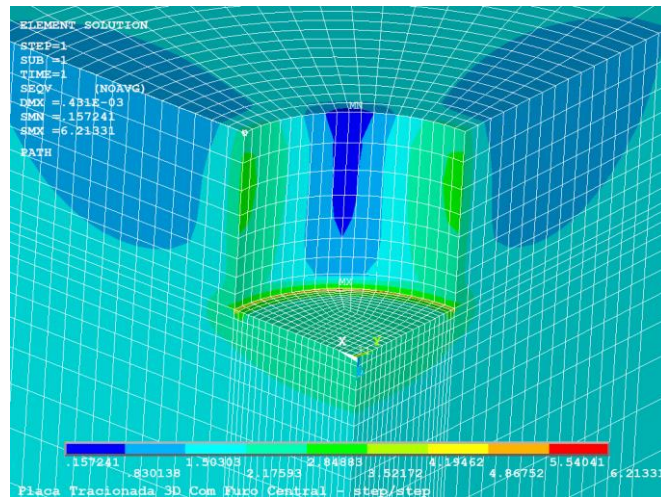


Figura 17. Modelo numérico 3D e as condições de contorno e carga.

O efeito do refinamento da malha na área do furo perfurado é estudado para examinar os tamanhos dos elementos. Portanto, é aplicada uma distribuição uniforme de pressão nas laterais que não contêm o furo perfurado ao longo de toda a espessura da chapa, assumindo um comportamento de tensão-deformação linear-elástico. As deformações obtidas com esse modelo são comparadas com as deformações teoricamente calculadas de acordo com a ASTM E837-13a. A malha é refinada ainda mais até que os resultados do modelo estejam bem alinhados com o resultado teórico. Isso resulta em um tamanho de malha de 0,06 mm em uma zona de 10 mm ao redor do furo perfurado.



a) $\sigma_y = \sigma_x$.

b) $\sigma_y = -\sigma_x$.**Figura 19. Tensão equivalente de von Mises para os casos de equi-biaxial e cisalhante.**

Para encontrar o coeficiente a , é necessário trabalhar com as tensões equi-biaxiais, logo $\sigma_y = \sigma_x$, foi aplicado uma tensão nominal de 1 MPa em x e y . Já para o coeficiente b , foi aplicado tensões quanto a distorção, $\sigma_y = -\sigma_x$. As Fig. 19 (a) e (b) apresentam a tensão de von Mises para os casos equi-biaxial e cisalhante respectivamente, para o caso de tensão nominal de 1 MPa e profundidade de 1,0 mm.

A Tab. 7 apresenta os coeficientes de calibração a e b , considerando passos incrementais de 0,1 mm até a profundidade total de 1 mm, obtidos pela simulação numérica, bem como pela ASTM E831-13a

A Tab. 6 demonstra a diferença relativa dos coeficientes a e b , tal diferença pode ser explicada principalmente pela geometria da furação, visto que a norma recomenda uma parametrização das tabelas oferecidas pela mesma, logo, geometrias ali não existentes são calculadas com base em um fator de aproximação. A Tab. 6 também apresenta a diferença percentual dos parâmetros encontrados na norma em comparação com a simulação numérica.

Tabela 7. Valores encontrados dos coeficientes de relaxamento em comparação com a norma ASTM E837-13a.

Profundidade (mm)	ASTM E837-13a		Simulação numérica		Diferença (%)
	a	b	a	b	
0,1	0,00886	0,01773	0,00884	0,01881	-5,5
0,2	0,02105	0,04100	0,02283	0,04221	-10,7
0,3	0,03546	0,06870	0,03700	0,07012	-6,2
0,4	0,04986	0,09751	0,05101	0,09934	-4,1
0,5	0,06316	0,12742	0,06397	0,12755	-1,4
0,6	0,07535	0,15512	0,07537	0,15590	-0,5
0,7	0,08643	0,18172	0,08480	0,18431	0,5
0,8	0,09086	0,20499	0,09206	0,20761	-2,6
0,9	0,10305	0,22604	0,09715	0,22711	5,6
1,0	0,10859	0,24488	0,10091	0,24898	6,0

6. CONCLUSÃO

O modelo numérico demonstrou precisão quanto ao cálculo analítico para o furo passante. Contudo, é importante notar que o ensaio experimental precisa ser realizado com muito cuidado, pois pode gerar erros abruptos se não executado de forma correta e com as ferramentas adequadas, neste trabalho houve duas amostras que precisaram ser descartadas devido a imprecisão no ensaio realizado. Da mesma forma para o caso do furo cego, passo a passo, a simulação numérica é uma excelente opção para o cálculo dos coeficientes de relaxamento, demonstrou-se por comparação que a simulação é mais precisa, e tem a vantagem de simular qualquer geometria sem grande esforço, visto que utilizando as tabelas da norma é necessário fazer uma aproximação quando se trata de geometrias não presentes na mesma.

Os resultados obtidos pelos perfis de tensão radial e transversal, corroboram a necessidade da utilização de no máximo 30% da tensão de escoamento para a calibração dos coeficientes, visto que as equações apresentadas na seção 3.1 não consideram tal efeito.

A diferença encontrada no modelo para o furo passante pode ser descrita por alguns pontos, a plasticidade ocorrida na borda do furo, a excentricidade do furo, pela utilização de uma broca de aço rápido e não uma fresa de duas entradas, e a dificuldade com o paralelismo da carga para com o extensômetro, pois qualquer grau de inclinação é motivo para obter resultados distintos.

A vantagem da simulação por elementos finitos se mostra de grande valia para as análises de tensão residual que necessitam de um perfil quanto a espessura do componente, trazendo a superioridades quanto ao trabalho manual de fazer a verificação.

Como resultante para trabalhos futuros existe a possibilidade da utilização do *script* desenvolvido para a avaliação de tensão residual de materiais carregados com tensões provenientes de algum processo de fabricação, podendo compreender o perfil, módulo e direção das tensões residuais atuantes no mesmo. Além disso, é interessante destacar a utilização de funções como a *kill and birth* do software ANSYS® que pode possibilitar de forma ágil a obtenção dos coeficientes passo a passo, sendo que a função permite que uma seção do material seja desativada e reativada conforme *script*.

Também é possível avançar no estudo de erros do ensaio apresentado, por se tratar de um ensaio extremamente delicado, qualquer interferência pode gerar erros abruptos, portanto pode-se utilizar o modelo numérico proposto com diferentes raios na borda inferior interna do furo, para realizar um estudo para se obter a melhor ferramenta para usinar a furação, e quanto a mesma influí no erro das medições.

7. REFERÊNCIAS

- ASTM E837.13a (2013) Determining residual stresses by the HoleDrilling strain gage method. ASTM standard test method E837-13a. American Society for Testing and Materials, West Conshohocken
- “ANSYS – Theory Reference”, Release 5.6, Edited by Peter Kohnke, 1999.
- A. Niku-Lari, J. Lu, and J. F. Flavenot, “Measurement of Residual Stress Distribution by the Incremental Hole-Drilling Method”, *Experimental Mechanics*, 26, (6), pp. 175-185 (1985).
- Beghini, L.; Bertini, L. Recent Advances in the Hole Drilling Method for Residual Stress Measurement. *J. Mater. Eng. Perform.* 1998, 7, 163–172.
- Blödorn R, Tamura MT, Henke RA, Viotti MR, Albertazzi Jr. AG, Schroeter RB (2015) Study of the drilling process used in the HoleDrilling Method through thrust force measurement and tool wear analysis, in 23rd ABCM International Congress of Mechanical Engineering (Rio de Janeiro, 2015), p 1–8. doi:10.20906/CPS/COB-2015-0662
- Callister W. D. J. *Materials Science and Engineering: An Introduction*. Sétima. ed. Nova Iorque: John Wiley & Sons, 2007.
- Flaman, M. T., and Manning, B. H., "Determination of Residual Stress Variation with Depth by the Hole-Drilling Method," *Experimental Mechanics*, Vol. 25, No. 9, 1985, pp. 205-207.
- Hoffman, K. *An Introduction to Measurements Using Strain Gages*. Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH, Darmstadt, 1989.
- J. E. Ribeiro, “Caracterização Experimental e Numérica de Campos de Tensões Residuais Provocadas por Processos de Fabrico, Tese de Doutorado, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Porto, (2006)
- Lin, Y. C.; Chou, C. P. Error Induced by Local Yielding Around Hole in Hole Drilling Method for Measuring Residual Stress of Materials. *Materials Science and Technology*, v. 11, p. 600-604, June 1995.
- Ribeiro, J., Monteiro, J., Vaz, M., Piloto, P., Lopes, H., “Measuring Residual Stresses Using Optical Techniques”, 7th European Conference on Residual Stresses, Berlin, 13-15 October, 2006.
- Mathar, J., 1934, “Determination of initial stresses by measuring the deformation around drilled holes”, *Trans ASME* 56: 4, 249–254
- N. J. Rendler and I. Vigness, “Hole-Drilling Strain-Gage Method of Measuring Residual Stresses”, *Experimental Mechanics*, 6, (12), pp. 577-586, (1966).
- Redner, S. and C.C. Perry, “Factors Affecting the Accuracy of Residual Stress Measurements Using the Blind-Hole Drilling Method.” *Proc.*, 7th International Conference on Experimental Stress Analysis. Haifa, Israel: Israel Institute of Technology, 1982.
- Rossini, N. S. et al. *Methods of Measuring Residual Stresses in Components*. *Materials & Design*, 2012. 572-588.
- Sicot O, Gong XL, Cherouat A, Lu J. Determination of residual stress in composite laminates using the incremental hole-drilling method. *Journal of Composite Materials* 2003;37(9):831–44.
- S.Schajer “Hole-Drilling Method for Mensuring of Residual Stress” – Morgan and Claypool Publishers (2018)
- S.Schajer “, G. S. Application of finite element calculations to residual stress measurements. *J. Engng Mater. Technol.*, 1981, 103(2), 157–163.
- S.Schajer “, G. S., "Measurement of Non-Uniform Residual Stresses Using the Hole-Drilling Method. I. Stress Calculation Procedures," *ASME JOURNAL ENGINEERING MATERIALS AND TECHNOLOGY*, published in this issue pp. 338-343(1988).
- Silva, B. L *Análise das Tensões Residuais Induzidas pelo Processo de Torneamento Duro do Aço ABNT 4340*, Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Univerisidade Federal de Itajubá 2021

- Tamura, M.T., 2016, An assessment of the drilling process employed by the Hole-Drilling Method for residual stress measurements, 175 p, Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis
- Viotti.M.R et al. Calibration Coefficients Determination Through Fem Simulations for the Hole-Drilling Method Considering the Real Hole Geometry (2017)
- Xiao B. Keu. L2009 Numerical Study on Calibration Coefficients for Hole-drilling Residual Stress Measurement Proceedings of the SEM Annual Conference June 1-4, 2009 Albuquerque New Mexico USA 2009 Society for Experimental Mechanics Inc.

DETERMINATION OF RELAXATION COEFFICIENT ON HOLE DRILLING METHOD: A THEORIC AND EXPERIMENTAL EVALUATION

Herik Grillo Brogliato, heriknam@gmail.com¹
Adelano Esposito, Adelano.esposito@farroupilha.ifrs.edu.br¹

¹Federal Institute of Technology of Rio Grande do Sul, Av. São Vicente, 785, Farroupilha-RS, CEP 95174-274.

Abstract: *In the sight of manufacturers processing the residual stress is an industrial problem that must be researched to provide a better understanding of its response and inhibition of its generation in the processing, being it welding, machining, or thermal treatment among others. The direction of these stresses can also modify the characteristics of the materials in the final results, there are cases in which these tensions can be beneficial, however, most of the occurs tend to reduce the lifetime of the materials by creating fissures and accelerating the fatigue, even betide unwanted and irreversible plastic strain. A large number of methods existed to measure residual stress, considering their low cost and reliable results, the most used method is called the hole-drilling method, which is classified as a semi-destructive method. This work aims to find the calibration coefficients in the residual stress calculation by using the finite element method validated theoretically and by experimentation applying the hole-drilling method. In order to find it, analytical studies were conducted about the method, and the characterization of materials to obtain the experimental parameters. Furthermore, using the finite element method, two case studies were analyzed in order to evaluate the calibration coefficients numerically. The results showed that the finite element numerical model used allowed the attainment of the calibration coefficients with good precision when compared with experimental and theoretical data.*

Keywords: *Residual stress, Hole drilling, FEM, numeric evaluation*