

Fabricação de Pás de Turbinas Pelton pelo Processo de Forjamento a Frio

Leonardo H. Santos ⁽¹⁾

Lírio Schaeffer ⁽²⁾

José Lesina Cézár ⁽³⁾

RESUMO

Esse trabalho trata do cálculo da força necessária para a fabricação de pás de turbinas Pelton, em aço SAE 1010, pelo processo de forjamento a frio. Foi projetada uma pá para ser utilizada com o diâmetro do jato de 25,4 mm (1”), e a sua força de forjamento foi calculada utilizando três métodos distintos: Método da Energia Uniforme, Método das Tiras (pela Teoria Elementar da Plasticidade), e Método dos Elementos Finitos, utilizando o *software* MSC Superforge. Pelo Método da Energia Uniforme a força encontrada foi de 18,02 MN, bem superior aos demais valores encontrados. Pelo Método das Tiras o valor obtido foi de 10,03 MN, bem mais próximo do resultado da simulação computacional, que foi de 7,9 MN. Por tratar-se de um método reconhecidamente mais acurado, esse último foi tomado como base de comparação, embora saiba-se que, para o resultado exato, é necessária a realização de testes.

Palavras Chave – turbina Pelton, forjamento a frio, elementos finitos, teoria elementar da plasticidade, método da energia uniforme.

1. INTRODUÇÃO

A geração de energia elétrica é um tema que tem, cada vez mais, ganhado importância, não só nacionalmente, como também internacionalmente.

No Brasil, particularmente, a matriz energética é baseada essencialmente em fontes hídricas (aproximadamente 65% [1]), porém, embora menos poluentes, as grandes centrais hidrelétricas também apresentam um grande impacto ambiental [2].

Dentro deste contexto, uma solução que tem recebido destaque nas últimas décadas, é a geração descentralizada de energia elétrica utilizando Micro Centrais Hidrelétricas (MCH), que são centrais hidrelétricas com potências instaladas de até 100 kW [3]. Esse tipo de central hidrelétrica tem, como características, um menor impacto ambiental e um menor custo de instalação e operacional [4].

Para esse tipo de central hidrelétrica, normalmente as turbinas mais utilizadas, são as de fluxo cruzado (Michell-Banki) e as do tipo Pelton [5]. O uso desses dois tipos de turbinas em micro centrais hidrelétricas é justificado, pois elas apresentam como característica manter um rendimento estável, mesmo trabalhando com vazões muito abaixo das suas vazões de projeto (da ordem de até 20%) [4].

As turbinas Pelton são turbinas de ação, de fluxo tangencial, na qual um ou mais jatos de água incidem sobre pás em forma de conchas. A variação da velocidade do fluido em contato com as pás fornece o impulso necessário para gerar o torque na turbina.

As turbinas hidráulicas têm uma vida útil determinada principalmente pela maneira como elas convertem a energia mecânica em energia elétrica. Turbinas de impulso, ou de ação, como as turbinas Pelton, normalmente falham por efeito da erosão causada pela abrasão mecânica [6]. Os componentes

⁽¹⁾ Engenheiro Mecânico; Mestre em Engenharia; Professor do Curso de Engenharia Mecânica Universidade Luterana do Brasil; leonardo.haerter@ulbra.br

⁽²⁾ Prof. Dr. Ing.; Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

⁽³⁾ Engenheiro Mecânico; Doutor em Engenharia; Coordenador do Curso de Engenharia Mecânica; Universidade Luterana do Brasil.

mais afetados pela erosão são as pás, os injetores, as vedações e os defletores.

Para prevenir, ou retardar, a erosão nos componentes da turbina, existem duas frentes de trabalho nas quais se pode atuar. Uma delas é trabalhar no controle da concentração de sedimentos na água que vai para a turbina. Essas soluções normalmente são utilizadas em grandes empreendimentos, pois o custo do controle e da separação dos sedimentos é bastante elevado. A outra frente de trabalho, é atuar para o aumento da resistência que o material oferece a essa erosão. Podendo se trabalhar com a utilização de recobrimentos superficiais, tais como alguns compósitos baseados em carbetto de tungstênio, ou com a seleção de materiais, que por meio de tratamentos térmicos possam ter sua resistência superficial elevada. Exemplos desses materiais são aços inoxidáveis fundidos com 13 a 16% de Cr e 4 a 5% de Ni [6].

O presente trabalho tem como objetivo determinar a força necessária para o forjamento a frio de uma pá de turbina Pelton, utilizando o Método das Tiras (Teoria Elementar da Plasticidade), o Método da Energia Uniforme e a simulação computacional por elementos finitos.

A justificativa para a realização dessa análise está relacionada ao potencial aumento da resistência mecânica na região de incidência do fluido sobre a pá, por meio do encruamento gerado pelo trabalho a frio [7]. Com isso espera-se obter, em um material de custo de aquisição relativamente baixo, resistência a abrasão comparável àquela obtida em ligas de aço inoxidável fundido, como as citadas anteriormente.

2. CÁLCULO DA FORÇA DE FORJAMENTO

As dimensões da pá são estabelecidas com base no diâmetro do jato d'água que incidirá sobre elas, e esse, por sua vez, é determinado em função da altura de queda e da vazão disponível no aproveitamento hidráulico onde deseja-se utilizar a turbina [5].

Para padronizar as dimensões das pás, a fim de se obter um produto que possa ser utilizado para atender a várias condições de altura de queda e vazão, é necessário estabelecer um diâmetro fixo para o jato. Isso é possível, manipulando-se as outras variáveis do sistema. Por exemplo, para variações de altura, que influenciam na velocidade do jato, modifica-se o diâmetro do rotor, para fixar a velocidade tangencial. Por outro lado, para variações de vazão, trabalha-se com a utilização de múltiplos jatos, ou até mais de um rotor no mesmo eixo.

Nesse trabalho, foi fixado o diâmetro do jato em 25,4 mm (1"), e as dimensões principais da pá resultaram conforme mostrado na figura 1.

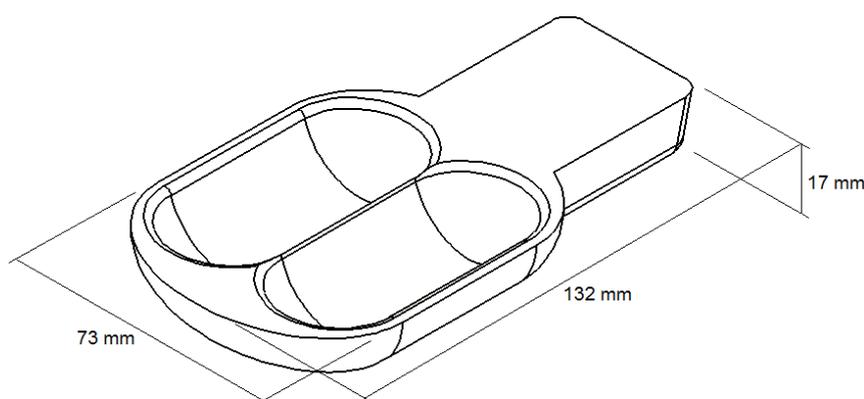


Figura 1: Dimensões principais da pá.

O material definido para a confecção das pás foi o aço ABNT 1010, e a força necessária para o forjamento foi determinada através de dois métodos analíticos distintos, a saber: Método da Energia Uniforme [8] [9] e Teoria Elementar da Plasticidade [8] [9] [10].

Além dos métodos analíticos, é comum a utilização de métodos baseados em elementos finitos para a simulação dos processos de forjamento a frio. A utilização desses métodos, segundo Hsia e

Chou [11], é de grande importância, pois, além de reduzir os tempos necessários para o projeto de ferramentas, também possibilita a redução dos gastos com modificações em matrizes com projetos equivocados.

Aliado a isso, existe uma grande acurácia entre os resultados obtidos em simulação numérica, quando comparados a resultados experimentais obtidos posteriormente [12]. Obviamente, tanto os métodos analíticos quanto computacionais necessitam de valores de entrada para serem aplicados, e da exatidão desses valores, é que depende a convergência dos resultados [11].

As principais variáveis que devem ser determinadas são: a curva de escoamento do material a ser conformado, o coeficiente de atrito entre o material e o ferramental, e a velocidade de deslocamento da matriz.

A curva de escoamento utilizada foi a apresentada por Kim [13], que estabelece para o aço SAE 1010: $k_f = 713,1 \cdot \varphi^{0,22}$, onde k_f é a tensão de escoamento, e φ é a deformação verdadeira. O coeficiente de atrito utilizado, μ , foi de 0,1 [14], e a velocidade de deslocamento da matriz, V , foi de 3 m/s.

2.1. Cálculo da Pré-Forma

O cálculo da pré-forma deve ser caracterizado, principalmente, pela determinação da massa total de material necessária para o preenchimento de toda a cavidade da matriz, incluindo a rebarba.

Tschätsch [15] estabelece que a espessura da rebarba, s_r , é função da área projetada da peça final, A_p , sendo determinada pela equação 1.

$$s_r = 0,015 \cdot \sqrt{A_p} \quad (1)$$

A área projetada da peça, vista na figura 1, foi obtida a partir do desenho da peça no *software* SolidWorks, e é de 7545,44 mm², resultando, da sua aplicação na equação 1, uma espessura da rebarba $s_r = 1,3$ mm.

Tschätsch [15] também estabelece que a largura da rebarba, w_r , é proporcional à sua espessura, e esse índice de proporcionalidade é função da área projetada da peça sem rebarba e do tipo de deformação predominante no processo.

Como a área projetada fica entre 5.000 e 10.000 mm², e a deformação apresenta fluxo lateral e vertical do material, o índice de proporcionalidade sugerido por Tschätsch é $w_r/s_r = 7$. Assim, com s_r igual a 1,3 mm, $w_r = 9,1$ mm, que, para fins de cálculos, foi arredondado para $w_r = 10$ mm.

Com essas dimensões estabelecidas, foi desenhada em SolidWorks a peça com a rebarba, como mostrado na figura 2.

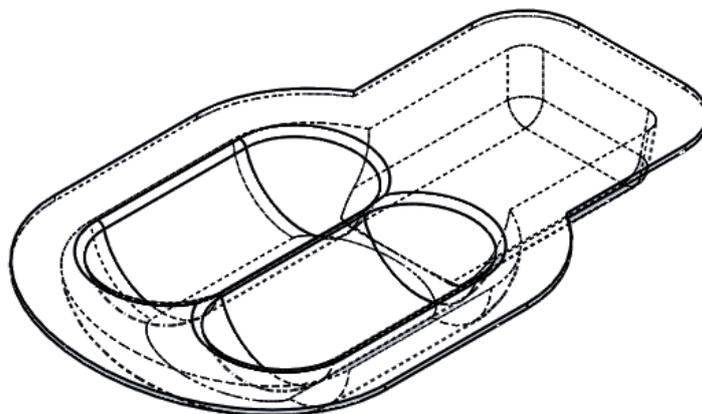


Figura 2: Peça com rebarba.

A peça com rebarba, apresentada na figura 2, tem um volume de 77.803,49 mm³, enquanto a peça sem a rebarba (figura 1), tem um volume de 72.704,68 mm³. Ou seja, o volume da peça com rebarba é, por esse método, aproximadamente 1,07 vezes maior que o volume da peça sem rebarba.

Por outro lado, em função da complexidade da forma da peça, e de sua massa, Tschätsch [15] estabelece que a massa de material requerida, m_{req} , para que haja o preenchimento total da matriz, é de 1,5 vezes a massa da peça final, m_f . Dessa forma, o volume necessário seria de 109.057,02 mm³.

Assim, determinou-se uma pré-forma cilíndrica comercial, com diâmetro de 33,34 mm (1 5/16") e comprimento de 125 mm. Resultando em um volume de 109.123,5 mm³.

2.2. Cálculo da Força de Forjamento pelo Método da Energia Uniforme

Para o cálculo analítico da força utilizando o método da energia uniforme [8] [9], é necessária a determinação da área projetada da peça com a rebarba (A_{pr}), que foi obtida, do desenho da peça em SolidWorks, figura 2, como sendo 11.413,27 mm². Esse valor, dividindo o volume da peça com rebarba, V_{pr} , resulta no valor da altura média da peça (h_m), como mostra a equação 2.

$$h_m = \frac{V_{pr}}{A_{pr}} \quad (2)$$

O valor da altura média, obtido da equação 2, é de:

$$h_m = \frac{77803,49}{11413,27} = 6,82 \text{ mm}$$

De posse do valor da altura média, utilizando a equação 3, onde h_0 é a altura inicial da pré-forma, calcula-se a deformação verdadeira média (φ_m).

$$\varphi_m = \ln\left(\frac{h_0}{h_m}\right) \quad (3)$$

Considerando a altura da pré-forma como 33,34 mm, como visto anteriormente, e a altura média de 6,82 mm, calcula-se:

$$\varphi_m = \ln\left(\frac{33,34}{6,82}\right) = 1,59$$

Aplicando-se o valor da deformação média à curva de escoamento para o aço SAE 1010, dada por Kim [13], é possível determinar a tensão de escoamento média, k_{fm} , utilizando a equação de Ludwikhollomon (equação 4).

$$k_{fm} = 713,1 \cdot \varphi_m^{0,22} \quad (4)$$

$$k_{fm} = 713,1 \cdot 1,59^{0,22} = 789,69 \text{ MPa}$$

A força resultante do processo de forjamento é determinada, segundo Martins e Rodrigues [8] [9], multiplicando-se o valor da tensão de escoamento média, pela área projetada da peça com rebarba. Ainda segundo esses autores, o valor obtido também deve ser multiplicado por um coeficiente de correção (Q_p), que depende da complexidade da peça a ser forjada. Esses coeficientes de correção são mostrados na tabela 1, e a equação que resulta na força de forjamento máxima, $F_{m\acute{a}x}$, é a equação 5.

$$F_{m\acute{a}x} = k_{fm} \cdot A_{pr} \cdot Q_p \quad (5)$$

Aplicando-se os valores já obtidos, considerando o coeficiente de correção como sendo igual a 2, obtém-se:

$$F_{m\acute{a}x} = 789,69 \cdot 11413,27 \cdot 2 = 18.025.890,37 \text{ N} = 18,02 \text{ MN}$$

Tabela 1: Coeficientes de correção para a força de forjamento em matriz fechada [9].

Forma Geométrica	Q_p
Forma simples, pouco confinada lateralmente	1,5 a 2,5
Forma simples, confinada lateralmente e com pequena formação de rebarba	3 a 5
Forma simples, confinada lateralmente e com apreciável formação de rebarba	5 a 8
Forma complexa, envolvendo nervuras elevadas e almas finas, com apreciável formação de rebarba	8 a 12

2.3. Cálculo da Força de Forjamento pelo Método das Tiras da Teoria Elementar da Plasticidade

Para a aplicação da teoria elementar da plasticidade [8] [9] [10] [16], a peça com rebarba, figura 2, foi discretizada em 76 elementos com espessura de 2 mm cada, como pode ser visto na figura 3.



Figura 3: Discretização da peça com rebarba.

Para cada uma das seções, foi determinada, com o auxílio do *software* SolidWorks, a sua área projetada (A_i) e a largura total (b_i). Com esses valores, foi determinada a altura média de cada seção (h_{mi}), conforme equação 6.

$$h_{mi} = \frac{A_i}{b_i} \quad (6)$$

Utilizando-se o diâmetro da pré-forma como altura inicial, h_0 , e a altura média em cada seção, calculou-se a deformação verdadeira em cada seção, φ_i , utilizando-se a equação 7.

$$\varphi_i = \ln \left(\frac{h_0}{h_{mi}} \right) \quad (7)$$

A partir da análise do equilíbrio de forças em uma zona qualquer da peça, e utilizando-se o critério de escoamento da máxima tensão cisalhante (Tresca), chega-se a uma equação diferencial ordinária de primeira ordem, que, para o método das tiras, pode ser escrita na forma da equação 8.

$$\frac{d\sigma_x}{dx} + \frac{2}{h} \cdot \sigma_x \cdot [\tan(\alpha + \rho) - \tan(\alpha)] - \frac{2}{h} \cdot k_f \cdot \tan(\alpha + \rho) = 0 \quad (8)$$

Onde σ_x é a tensão normal na superfície lateral da fatia elementar considerada e $d\sigma_x/dx$ é a variação dessa tensão entre um lado e outro da fatia. O ângulo formado entre uma superfície perpendicular à direção da aplicação da força e a superfície da peça é α , e ρ é o ângulo de atrito, calculado com o auxílio da equação 9, a partir do coeficiente de atrito de Coulomb (μ).

$$\rho = \tan \mu \quad (9)$$

Os valores da tensão de escoamento para cada seção, k_{fi} , são calculados utilizando a deformação verdadeira de cada seção, através da equação de Ludvik-Hollomon (equação 4), e a altura considerada é a altura média de cada seção h_{mi} .

Determinada a tensão no eixo "x" para cada seção, a tensão no sentido de aplicação da força, é calculada por Tresca (equação 10).

$$\sigma_{zi} = \sigma_{xi} - k_{fi} \quad (10)$$

A área projetada perpendicular a "z" é obtida multiplicando a largura de cada elemento, b_i , pela sua espessura, Δx_i , conforme equação 11.

$$A_{pi} = b_i \cdot \Delta x_i \quad (11)$$

E, multiplicando a área projetada, A_{pi} , pela média das tensões tensão normais em “z”, nas duas seções que delimitam o elemento, obtém-se, da equação 12, o valor da força aplicada em cada elemento (F_i).

$$F_i = \left(\frac{\sigma_{z\ i-1} + \sigma_{zi}}{2} \right) \cdot A_{pi} \quad (12)$$

Para a obtenção da força total de conformação, F , realiza-se o somatório das forças em todos os elementos que compõem a peça (equação 13).

$$F = \sum_{i=0}^n F_i \quad (13)$$

Para a aplicação do método das tiras à concha Pelton, foi considerado um coeficiente de atrito $\mu = 0,1$, e a tensão de escoamento conforme dado pela equação 4. Utilizando-se esse método, a tensão média obtida na direção de deslocamento da matriz foi de 891 MPa, e a força de forjamento obtida foi de 10,03 MN.

2.4. Simulação Utilizando o Método dos Elementos Finitos

A simulação numérica, pelo método dos elementos finitos, foi realizada utilizando o *software* MSC Superforge. A figura 4 apresenta a evolução da força de conformação durante a simulação da compressão, onde é possível perceber que a força máxima alcançada, ao final do processo, é de 7962,3 kN.

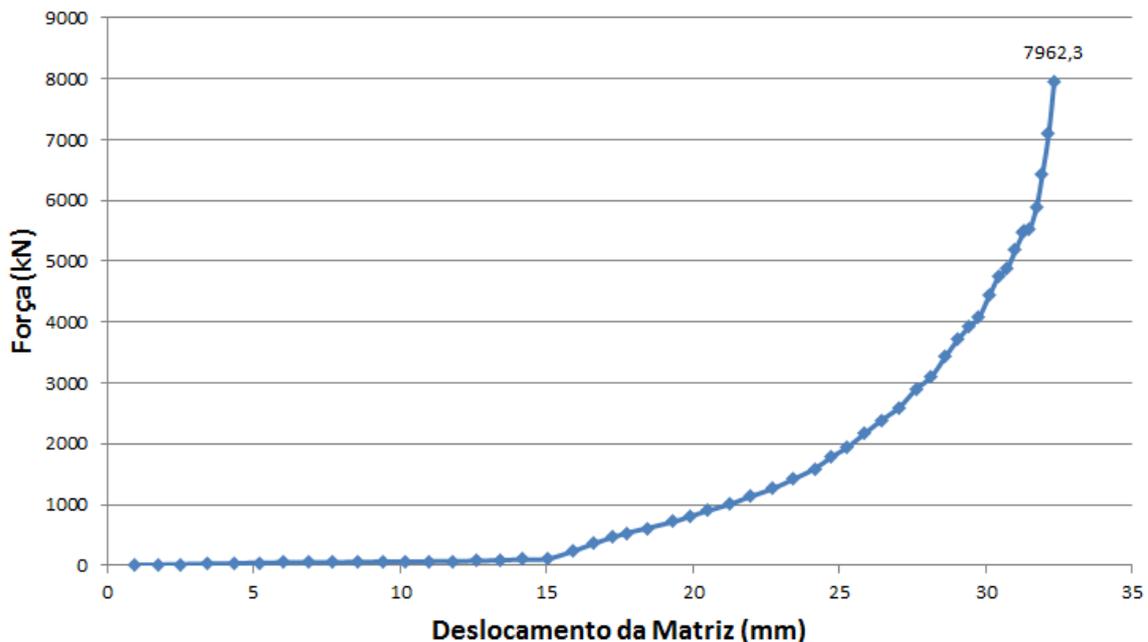


Figura 4: Gráfico força x deslocamento.

Na figura 5 é mostrada a distribuição da tensão efetiva ao longo da peça, na qual é possível visualizar que a máxima tensão foi de 833 MPa. Também pode-se ver que a geometria da pré-forma garantiu o preenchimento total da cavidade.

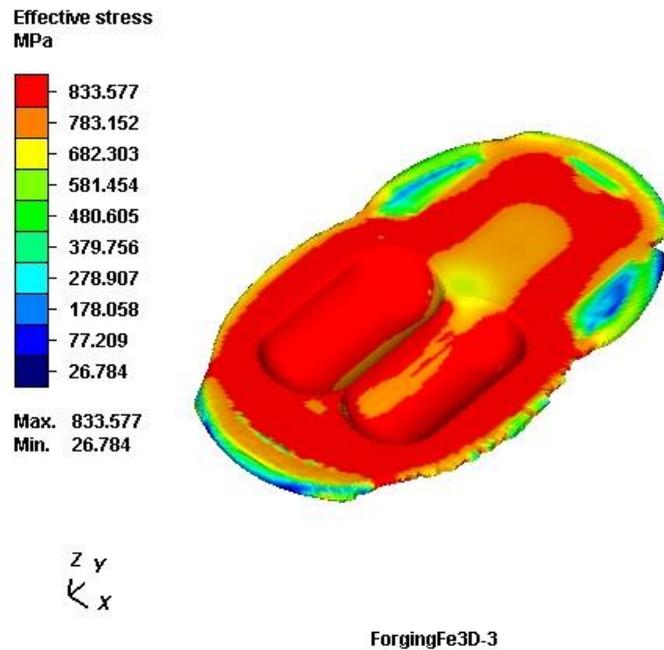


Figura 5: Distribuição de tensão efetiva na peça.

3. DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

Percebe-se uma significativa diferença entre a força calculada pelo método de simulação numérica e os métodos analíticos.

No caso do método da energia uniforme, o valor da força obtida, 18,02 MN, foi 126% maior do que o verificado através do método de elementos finitos, 7,9 MN. No método das tiras (teoria elementar da plasticidade), o valor da força foi de 10,03 MN, apresentando uma diferença de 27% com relação à simulação.

Segundo Cheng et al [12], o método de elementos finitos é o que mais se aproxima da realidade, principalmente em função das simplificações adotadas pelos métodos analíticos. Em seu experimento, a diferença entre a simulação computacional e a força medida experimentalmente foi de menos de 2%.

Percebe-se que o método da energia uniforme, que se apresentou mais discrepante com relação à simulação, tem seu resultado muito atrelado a um fator de forma, que é estabelecido de acordo com a interpretação de quem está calculando. Se, por exemplo, ao invés de 2, fosse utilizado 1, a diferença cairia de 126% para 14%.

Na simulação computacional, a tensão efetiva máxima encontrada foi de 833 MPa. Percebe-se, também, que essa tensão é a predominante ao longo da peça. Esse valor está coerente com a tensão média, de 789,69 MPa, adotada no método da energia uniforme, e com a tensão média obtida pelo método dos elementos finitos, de 891 MPa.

4. CONCLUSÕES

Nesse trabalho foi feita uma comparação entre três métodos distintos para obtenção da força de conformação em um processo de forjamento a frio. Percebe-se que o método que apresentou maior afastamento dos demais foi o Método da Energia Uniforme, que resultou em uma força 126% maior do que a obtida por simulação computacional. Por outro lado, o Método das Tiras, que se utiliza da Teoria Elementar da Plasticidade, resultou em uma força apenas 27% maior do que a obtida por simulação. Dessa forma, tendo a simulação computacional como base, pode-se considerar que o Método da Energia Uniforme apresenta uma aproximação relativamente grosseira da força de conformação, ao passo que o Método das Tiras, mesmo com todas as simplificações envolvidas, parece mais próximo da realidade.

É evidente que, para que se tenha uma conclusão definitiva sobre os métodos utilizados, é necessária a realização de testes e a medição da força real de forjamento, o que está previsto para as próximas etapas desse trabalho.

REFERÊNCIAS

- [1] EPE. **Balanco Energético Nacional**. Ministério de Minas e Energia. Brasília. 2014.
- [2] ANEEL. Atlas de Energia Elétrica do Brasil, 3ª Ed. Brasília, 2008.
- [3] ELETROBRÁS. Diretrizes Para Estudos e Projetos de Pequenas Centrais Hidrelétricas, Rio de Janeiro, 2000.
- [4] KUNDA, C. S.; KIMAMBO, C. Z.; NIELSEN, T. K. A Technical Discussion on Microhydropower Technology and its Turbines. **Renewable and Sustainable Energy Reviews (35)**, 2014. 445-459.
- [5] MACINTYRE, A. J. **Máquinas Motrizes Hidráulicas**. 1ª. ed. Rio de Janeiro: Guanabara Dois, 1983.
- [6] DORJI, U.; GHOMASHCHI, R. Hydro Turbine Failure Mechanisms: An Overview. **Engineering Failure Analysis (44)**, 2014. 136-147.
- [7] RAGHUPATHI, P. S. Cold Heading and Cold Extrusion. In: INTERNATIONAL, A. **ASM Handbook: Forging**. Materials Park: ASM International, v. 14, 1996.
- [8] MARTINS, P.; RODRIGUES, J. **Tecnologia Mecânica: Tecnologia da Deformação Plástica**. 2ª. ed. Lisboa: Escolar, v. I, 2010.
- [9] MARTINS, P.; RODRIGUES, J. **Tecnologia Mecânica: Tecnologia da Deformação Plástica**. 2ª. ed. Lisboa: Escolar, v. II, 2010.
- [10] SCHAEFFER, L. **Forjamento: Introdução ao Processo**. 2ª. ed. Porto Alegre: Imprensa Livre, 2006.
- [11] HSIA, S.; CHOU, Y. Fabrication Improvement of Cold Forging Hexagonal Nuts by Computational Analysis and Experimental Verification. **Mathematical Problems in Engineering**, 2015.
- [12] CHENG, W.; CHI, C.; WANG, Y.; LIN, P.; LIANG, W. Upper-Bound and Finite Element Analyses of Multi-Row Sprocket During Cold Semi-Precision Forging Process. **International Journal of Coal Science Technology**, 2015. 245-253.
- [13] KIM, H. S. A study on cold forging process sequence design of terminal pins for high-voltage capacitors. **Journal of Material Processing Technology**, p. 604-608, 2007.
- [14] SCHAEFFER, L. **Conformação Mecânica**. Porto Alegre: Imprensa Livre, 1999.
- [15] TSCHÄTSCH, H. **Metal Forming Practise**. 8ª. ed. Berlin: Springer, 2006.
- [16] CETLIN, P. R.; HELMAN, H. **Fundamentos da Conformação Mecânica dos Metais**. 2ª. ed. São Paulo: Artliber, 2005.