

Concepção e Análise de um Sistema Articulado para Locomoção Hexápode a dois Graus de Liberdade

Pedro Maia, Rui Ferreira, Vítor Santos, Filipe Silva

e-mail: pedrocostamaia@clix.pt, rmff@clix.pt {vsantos, fsilva}@mec.ua.pt

Centro de Tecnologia Mecânica e Automação - Departamento de Engenharia Mecânica
Universidade de Aveiro, Campus Universitário, 3810-019 Aveiro, PORTUGAL

Resumo - Este artigo descreve o estudo cinemático e dinâmico de uma estrutura com elementos articulados para a locomoção de um robot hexápode com dois graus de liberdade. A geometria do mecanismo escolhida é muito versátil permitindo uma grande diversidade de passos e, conseqüentemente, abrindo o caminho para estudos de índole energética. Simultaneamente, em virtude das possibilidades de excursão horizontal e vertical das pernas, o sistema robótico fica dotado de capacidade de transpor obstáculos de forma melhor do que uma solução implementada anteriormente. Os requisitos auto-impostos de uma maior manobrabilidade do robot levam à definição de um passo de menor comprimento que se tem de coadunar, porém, com as restantes exigências do projecto. No final, e com base no conhecimento do robot construído em trabalhos anteriores, é incluída uma análise estrutural de resistência de um material alternativo para as pernas que proporcionará menos peso e alguma acomodação de impactos, além de outras vantagens construtivas.

Abstract - This paper describes the kinematics and dynamics study of a structure based on articulated elements for the locomotion of a hexapod robot with two degrees of freedom. The geometry of the selected mechanism is quite versatile allowing several types of gaits. Also, due to the flexibility in defining horizontal and vertical displacement of the legs, the robot will also cope with obstacle transposition better than previous implemented solutions. Additionally, concerns for better maneuverability have imposed shorter gaits. At the end, and based on previous work, an alternative material for construction is considered, allowing lighter but resistant structural components.

I. INTRODUÇÃO

A locomoção hexápode de robots é uma solução apreciada pela facilidade de obtenção de soluções de estabilidade garantida [1,2]. Por outro lado, face à diversidade de soluções em função do número de graus de liberdade (1, 2, 6, 12, ...) é necessário definir as especificações de cada problema e tomar as opções apropriadas. Visando a simplicidade, mas tentando manter um mínimo de flexibilidade, uma solução com dois graus de liberdade afigurou-se como válida em trabalhos anteriores (Fig. 1), e até com resultados experimentais

interessantes [3]. Todavia, a solução usada apresenta algumas limitações de manobrabilidade e de transposição de obstáculos, aliada, por questões construtivas, a algumas perdas por atrito. Assim, surge a necessidade de melhorar o princípio do mecanismo procurando obter os parâmetros do passo que levem, entre outros, a uma mais fácil transposição de obstáculos e simultaneamente a uma capacidade de manobra mais fina. Procurou-se, também, estudar uma solução de mecanismo de perna mais versátil de forma a poder-se testar diversas configurações de passo com vista a mais eficiência energética. Em resumo, na procura e validação da solução foram levados em consideração os seguintes aspectos: comprimento do passo (para a velocidade, binários de actuadores e manobrabilidade), a altura do passo (obstáculos a transpor), a amplitude de variação do centro de massa (eficiência energética) e também na redução de elementos mecânicos com atrito.

O artigo está dividido do seguinte modo: a secção 2 descreve o mecanismo relativamente genérico de uma perna articulada a um grau de liberdade e sua concepção geométrica, bem como o modelo cinemático e dinâmico. A secção 3 aborda as fases do projecto de uma solução levando em conta as possibilidades geométricas do passo, a avaliação da potência e binários associados à locomoção e inclui ainda o dimensionamento estrutural. Na secção 4 delineiam-se algumas perspectivas de evolução e, finalmente, na secção 5 apresentam-se algumas conclusões.



Fig. 1 - O robot com sistema de locomoção inicial

$$\overline{OR} = \vec{r}_2 + \vec{r}_3 = \vec{r}_1 + \vec{r}_4 \quad (1)$$

A. Mecanismo e geometria

A geometria do passo deverá ser escolhida de forma a resultar numa trajectória cuja elevação seja adequada para permitir a transposição de obstáculos de uma certa dimensão. Por outro lado, dever-se-á diminuir o comprimento do passo para aumentar a manobrabilidade. Recorde-se que a unidade mínima de locomoção de um sistema com pernas é o passo e que, por isso, movimentos mais precisos, incluindo rotações, só serão possíveis com passos menores. O outro factor a levar em conta é a trajectória descrita pelo centro de massa da estrutura (CM) cuja amplitude de oscilação vertical deverá ser mínima para diminuir o consumo energético durante a locomoção, em virtude da variação da energia potencial.

Assim, propôs-se variar a geometria do elemento de locomoção (perna); a nova geometria, proposta como alternativa à existente [3], consiste numa ligação articulada de quatro elos (*four-bar linkage*) [4], como se pode ver na Fig. 2. Nesta geometria o elemento rotativo é o elo r_2 , onde é aplicado o binário, e o elemento r_4 oscila angularmente com uma amplitude específica, o ponto de contacto com o solo é T, e os pontos O e P estão fixos na estrutura do *robot*. Uma geometria desta natureza, através da variação do comprimento dos diversos elos e do lugar dos pontos de fixação, permite uma grande diversidade de configurações de movimentação e, conseqüentemente, de tipos de passos gradados.

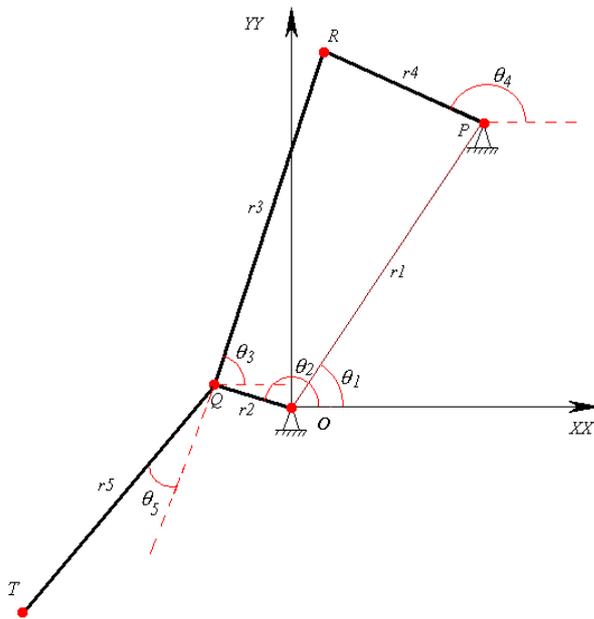


Fig. 2 - Geometria da perna articulada

Os ângulos θ_1 e θ_5 são constantes e definem a geometria da perna e posicionamento do fulcro dos elos respectivamente. Da Fig. 2 pode-se chegar facilmente à seguinte equação vectorial:

Rescrevendo-se a equação vectorial em termos dos seus componentes obtém-se o sistema:

$$\begin{cases} r_2 \cos \theta_2 + r_3 \cos \theta_3 = r_1 \cos \theta_1 + r_4 \cos \theta_4 \\ r_2 \sin \theta_2 + r_3 \sin \theta_3 = r_1 \sin \theta_1 + r_4 \sin \theta_4 \end{cases} \quad (2)$$

Passando o termo em r_2 para a direita, elevando-se ambos os membros de cada equação ao quadrado e somando as expressões termo a termo resultará numa expressão da forma:

$$A \cos \theta_4 + B \sin \theta_4 + C = 0 \quad (3)$$

cuja solução é dada por:

$$\theta_4 = 2 \arctan \left(\frac{-B \pm \sqrt{B^2 + A^2 - C^2}}{C - A} \right) \quad (4)$$

No caso particular de (2), obtém-se os seguintes termos:

$$\begin{cases} A = 2r_4 (r_1 \cos \theta_1 - r_2 \cos \theta_2) \\ B = 2r_4 (r_1 \sin \theta_1 - r_2 \sin \theta_2) \\ C = r_1^2 + r_2^2 + r_4^2 - r_3^2 - 2r_1 r_2 (\cos \theta_1 \cos \theta_2 + \sin \theta_1 \sin \theta_2) \end{cases}$$

Como se pode constatar, existem duas soluções possíveis de θ_4 para um determinado valor de θ_2 . Estas duas soluções correspondem aos dois modos de oscilação possíveis dependendo da configuração resultante após a montagem dos elos. Esta ambiguidade é resolvida após a escolha da configuração inicial dos elos cuja solução pode ser obtida através do sinal da raiz quadrada na equação (4); uma vez escolhida, o sinal mantém-se para qualquer valor de θ_2 .

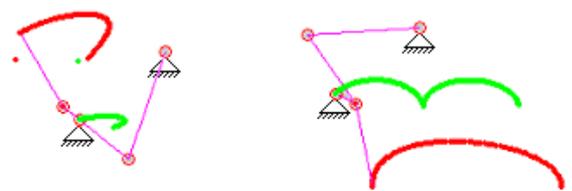


Fig. 3 - As duas configurações de oscilação

A Fig. 3 mostra as duas soluções obtidas da escolha do sinal na expressão (4); claramente, a escolha a estudar é a correspondente à situação da direita. Após a obtenção da solução para θ_4 , o valor de θ_3 pode ser obtido facilmente. Para tal, basta dividir a 1ª pela 2ª equação do sistema (2) passando previamente os termos em r_3 para a esquerda em cada equação. O resultado será o seguinte:

$$\theta_3 = \arctan \left[\frac{r_1 \sin \theta_1 + r \sin \theta_4 - r_2 \sin \theta_2}{r_1 \cos \theta_1 + r \cos \theta_4 - r_2 \cos \theta_2} \right] \quad (5)$$

De notar que nas equações anteriores (4) e (5) é essencial manter o sinal do numerador e do denominador, para que se possa identificar o quadrante em que está a solução de

θ_3 e θ_4 . Numericamente o processo está associado ao uso da função $\text{atan2}()$.

B. Estudo cinemático

Após a obtenção das equações de θ_3 e de θ_4 em função de θ_2 , podemos representar no plano os vários pontos da ligação, como se indica de seguida:

$$Q \rightarrow \begin{cases} x_Q = r_2 \cos \theta_2 \\ y_Q = r_2 \sin \theta_2 \end{cases}; R \rightarrow \begin{cases} x_R = r_1 \cos \theta_1 + r_4 \cos \theta_4 \\ y_R = r_1 \sin \theta_1 + r_4 \sin \theta_4 \end{cases}$$

$$P \rightarrow \begin{cases} x_P = r_1 \cos \theta_1 \\ y_P = r_1 \sin \theta_1 \end{cases}; T \rightarrow \begin{cases} x_T = r_2 \cos \theta_2 - r_5 \cos(\theta_3 + \theta_5) \\ y_T = r_2 \sin \theta_2 - r_5 \sin(\theta_3 + \theta_5) \end{cases}$$

Os pontos obtidos estão definidos relativamente ao referencial O que se localiza na estrutura do *robot*. Assim, o resultado da visualização gráfica do ponto T é uma trajectória para a situação da perna do *robot* se encontrar em movimento livre. A trajectória real resulta da interacção da estrutura com o solo e obtém-se através da adição de movimentos tendo em conta duas situações diferentes: a etapa de recuperação aérea e a fase de tracção no solo. Na primeira é necessário adicionar aos pontos o movimento do CM, na segunda o ponto de contacto com o solo, T, fica imobilizado sendo transferido o seu movimento para o CM do *robot* que, por consequência, influencia os restantes pontos, dado que estes estão definidos relativamente a O e, portanto, ao CM, como se pode visualizar na Fig. 4.

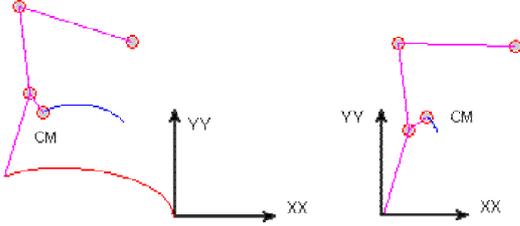


Fig. 4 - Ilustração da localização do referencial para as duas situações de perna no ar e no solo

Assim, as expressões dos pontos são diferentes para o caso da perna no ar ($0 > \theta_2 > \pi$) e no solo ($\pi > \theta_2 > 2\pi$), sendo as expressões seguintes correspondentes à situação da perna no solo; para a situação perna no ar basta retirar a fase π :

$$Q \rightarrow \begin{cases} x_Q = r_2 \cos \theta_2 - r_2 \cos(\theta_2 + \pi) + \\ \quad + r_5 \cos(\theta_3 + \theta_5 + \pi) \\ y_Q = r_2 \sin \theta_2 - r_2 \sin(\theta_2 + \pi) + \\ \quad + r_5 \sin(\theta_3 + \theta_5) \end{cases} \quad (6)$$

$$R \rightarrow \begin{cases} x_R = r_1 \cos \theta_1 + r_4 \cos \theta_4 - r_2 \cos(\theta_2 + \pi) + \\ \quad + r_5 \cos(\theta_3 + \theta_5 + \pi) \\ y_R = r_1 \sin \theta_1 + r_4 \sin \theta_4 - r_2 \sin(\theta_2 + \pi) + \\ \quad + r_5 \sin(\theta_3 + \theta_5) \end{cases} \quad (7)$$

$$P \rightarrow \begin{cases} x_P = r_1 \cos \theta_1 - r_2 \cos(\theta_2 + \pi) + \\ \quad + r_5 \cos(\theta_3 + \theta_5 + \pi) \\ y_P = r_1 \sin \theta_1 - r_2 \sin(\theta_2 + \pi) + \\ \quad + r_5 \sin(\theta_3 + \theta_5) \end{cases} \quad (8)$$

$$T \rightarrow \begin{cases} x_T = r_2 \cos \theta_2 - r_5 \cos \theta_3 - r_2 \cos(\theta_2 + \pi) + \\ \quad + r_5 \cos(\theta_3 + \theta_5 + \pi) \\ y_T = r_2 \sin \theta_2 - r_5 \sin \theta_3 - r_2 \sin(\theta_2 + \pi) + \\ \quad + r_5 \sin(\theta_3 + \theta_5) \end{cases} \quad (9)$$

$$O \rightarrow \begin{cases} x_O = -r_2 \cos(\theta_2 + \pi) + r_5 \cos(\theta_3 + \theta_5 + \pi) \\ y_O = -r_2 \sin(\theta_2 + \pi) + r_5 \sin(\theta_3 + \theta_5) \end{cases} \quad (10)$$

C. Estudo dinâmico

Para dimensionar os actuadores foi necessário efectuar uma análise dinâmica do movimento. Para tal, admitiram-se algumas simplificações: o movimento da estrutura é um movimento paralelo ao solo, e toda a massa do sistema está localizada num ponto. Assim é possível efectuar-se a análise apenas para uma perna e depois estender os resultados ao sistema. Para a situação da perna no solo, define-se uma função dependente da variável genérica e da sua derivada (posição e velocidade); neste caso é a variável associada ao deslocamento angular do veio do motor (θ_2) e trata-se da função *Lagrangiano* [http#1][http#2]:

$$L(q_i, \dot{q}_i) = K_e(\dot{q}_i) - P(q_i) \quad (11)$$

Em (11) $K_e = K_e(\dot{q}_i)$ é a energia cinética do sistema e $P = P(q_i)$ é a energia potencial do sistema, com q_i e \dot{q}_i o deslocamento angular e a velocidade angular respectivamente. Desta forma virá:

$$K_e = \frac{1}{2} m v^2 \text{ e } P = mgh \text{ onde } h = y_0$$

desenvolvendo as expressões anteriores virá:

$$K_e = \frac{1}{2} m v^2 = \frac{1}{2} m [v_x^2 + v_y^2 + v_z^2] = \\ = \frac{1}{2} m \left[\left(\frac{dx}{dt} \right)^2 + \left(\frac{dy}{dt} \right)^2 + \left(\frac{dz}{dt} \right)^2 \right] \quad (12)$$

$$P = mgy_0 \quad (13)$$

De (10), tiram-se as expressões de x_0 e de y_0 para o CM do sistema relativamente ao ponto de contacto no

solo. Uma vez que não existe movimento em z , ter-se-á $v_z = 0$.

$$v_x = \frac{dx}{dt} = \frac{\partial x}{\partial \theta_2} \cdot \frac{\partial \theta_2}{\partial t}; \quad v_y = \frac{dy}{dt} = \frac{\partial y}{\partial \theta_2} \cdot \frac{\partial \theta_2}{\partial t}; \quad \frac{\partial \theta_2}{\partial t} = \dot{\theta}_2$$

A equação de *Euler-Lagrange* [http#3] permite obter directamente o binário do motor utilizando o *Lagrangeano*:

$$\tau_i = \frac{d}{dt} \left(\frac{\partial L(q_i, \dot{q}_i)}{\partial \dot{q}_i} \right) - \frac{\partial L(q_i, \dot{q}_i)}{\partial q_i} \quad (14)$$

onde τ_i é o binário. A partir das expressões anteriores obtemos finalmente,

$$\tau = \frac{d}{dt} \left(\frac{\partial Ke}{\partial \dot{\theta}_2} \right) - \frac{\partial Ke}{\partial \theta_2} + \frac{\partial P}{\partial \theta_2} \quad (15)$$

Dada a complexidade das expressões de x_0 e de y_0 , uma vez que dependem das equações (6) e (7), toda a diferenciação e cálculos finais foram efectuados utilizando o software *MatLab* recorrendo às suas ferramentas de manipulação simbólica.

III. PROJECTO DO MECANISMO

A. Selecção das dimensões e da geometria do passo

Para obter dimensões geométricas da perna que proporcionassem um equilíbrio entre o valor do comprimento do passo, o valor da altura do passo e a amplitude de variação do CM, utilizaram-se as expressões (9) e (10) para algumas geometrias admitidas intuitivamente. As dimensões da estrutura global já existente foram também uma condicionante na determinação de valores concretos. Diversos ensaios indicaram que a altura ao solo máxima da perna é sempre igual ao dobro do braço r_2 e independente dos outros elos. Com esta restrição resolveu-se maximizar o passo e tentar obter uma trajectória simétrica uma vez que o valor do binário iria ser relativamente elevado e restringido pelo valor mínimo de r_2 . O valor de θ_5 resultou da necessidade de compensar o comprimento do elo oscilante dado que este teria de ser consideravelmente elevado para que o efeito de circunferência resultante não influenciasse muito a trajectória, criando desse modo assimetrias muito marcadas. Assim, a existência de um valor de θ_5 diferente de zero, corrige a horizontalidade da trajectória da perna para o resultado desejado. Por fim, a solução adoptada foi a correspondente à Fig. 5, onde é possível visualizar a trajectória do CM e da extremidade da perna para uma rotação completa de θ_2 .

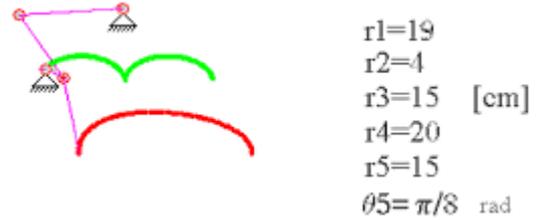


Fig. 5 - Configuração seleccionada

Com a configuração escolhida, o passo é cerca de 33,5 cm, a variação do CM é de 4,8 cm, e a altura máxima da perna ao solo é 8,0 cm. Estes valores são muito similares aos do sistema já existente (que não tem articulação), mas a nova solução permite um mecanismo com menos atrito e uma trajectória da extremidade da perna mais favorável à transposição de obstáculos (Fig. 6).

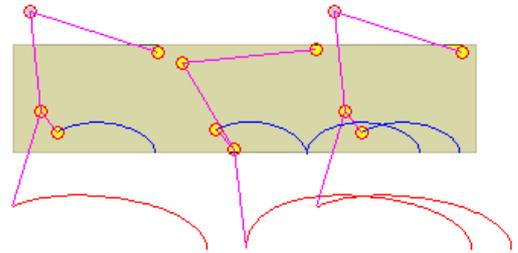


Fig. 6 - Ilustração do movimento das três pernas

B. Cálculo do binário e potência com planeamento

Para o cálculo do binário necessário à movimentação admitiu-se um deslocamento angular em função do tempo $\theta_2(t)$ (veio do motor) na forma de um polinómio de terceiro grau, para satisfazer as exigências de a velocidade de impacto e saída ao solo ser nula.

$$\theta_2(t) = a + bt + ct^2 + dt^3 \quad (16)$$

$$\omega(t) = \dot{\theta}_2(t) = b + 2ct + 3dt^2 \quad (17)$$

Tendo como condições limites:

$$\theta_2(t=0) = 0; \quad \theta_2(t=t_f) = \pi$$

$$\dot{\theta}_2(t=0) = 0; \quad \dot{\theta}_2(t=t_f) = 0$$

resolvendo as equações anteriores obtemos

$$\theta_2(t) = 3 \frac{\pi}{t_f^2} t^2 - 2 \frac{\pi}{t_f^3} t^3 \quad (18)$$

$$\dot{\theta}_2(t) = 6 \frac{\pi}{t_f^2} t - 6 \frac{\pi}{t_f^3} t^2 \quad (19)$$

Substituindo as expressões anteriores na expressão resultante do binário (15), considerando $g=9,81 \text{ms}^{-2}$ e a massa do hexápode de 50 kg (sendo massa suportada por

uma perna $m=25$ kg) e com os parâmetros da configuração descrita anteriormente, obtiveram-se os gráficos de binário (Fig. 7) e de potência (Fig. 8) com o tempo de ciclo $t_f=1$ s; a assimetria nos gráficos está ligada essencialmente ao ângulo θ_5 . Observe-se que a potência é obtida por:

$$\varpi(t) = |\tau(t)| \cdot \dot{\theta}(t) \quad (20)$$

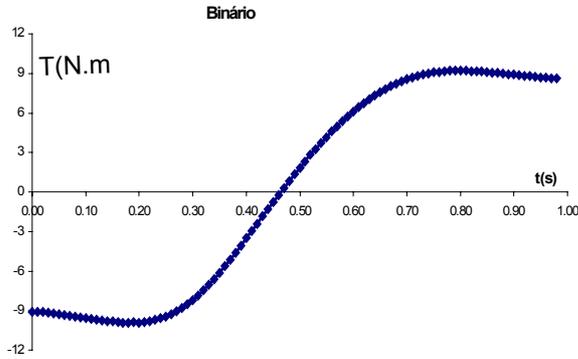


Fig. 7 - Gráfico do binário num andamento suave

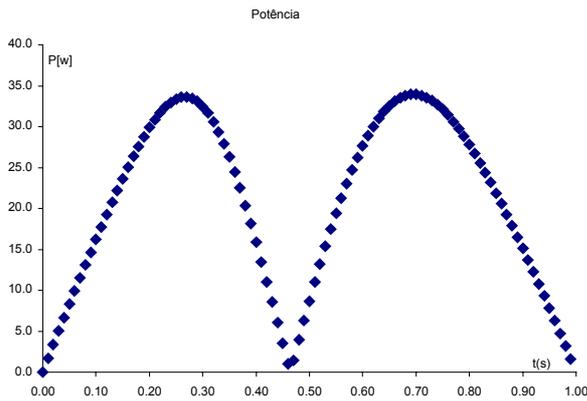


Fig. 8 - Gráfico da potência num andamento suave

C. Dimensionamento estrutural de uma perna

As pernas do robot vão ser elementos sujeitos a esforços variados (compressão, torção), e, por outro lado, seria desejável usar materiais e estruturas adequados, onde as questões de peso também são importantes. Utilizando o software de CAD *SolidWorks2000*, efectuou-se a modelação sólida da perna tendo em conta a configuração escolhida. De seguida, e usando o software *CosmosWorks*, foi efectuada uma análise à resistência mecânica da perna. Em primeiro lugar seleccionou-se um material para a perna tendo em conta os tais critérios de peso e resistência mecânica, mas também os de custo e os de fabrico (maquinabilidade). Dessa procura resultou o *Nylon 6,6* [5]. De seguida simularam-se todas as solicitações aplicadas, tal como se ilustra na Fig. 9.

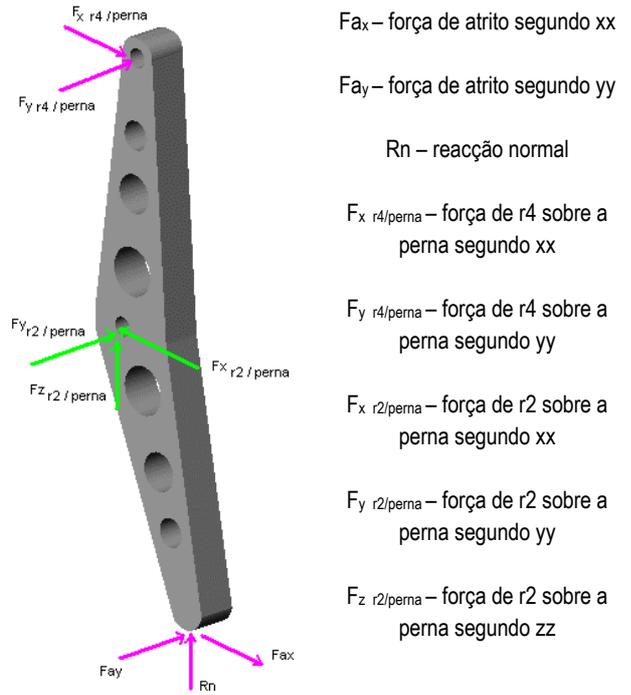


Fig. 9 – Representação das solicitações aplicadas numa perna

Efectuando um estudo segundo o critério de Von-Mises, pode-se concluir que há viabilidade estrutural do modelo criado. Na Fig. 10 é possível observar as tensões induzidas e a deformação resultante, onde o maior valor de tensão correspondente a cerca de um décimo da tensão de cedência do material em causa. Resulta assim um coeficiente de segurança suficiente, mesmo recordando que se tratou de uma simulação estática.

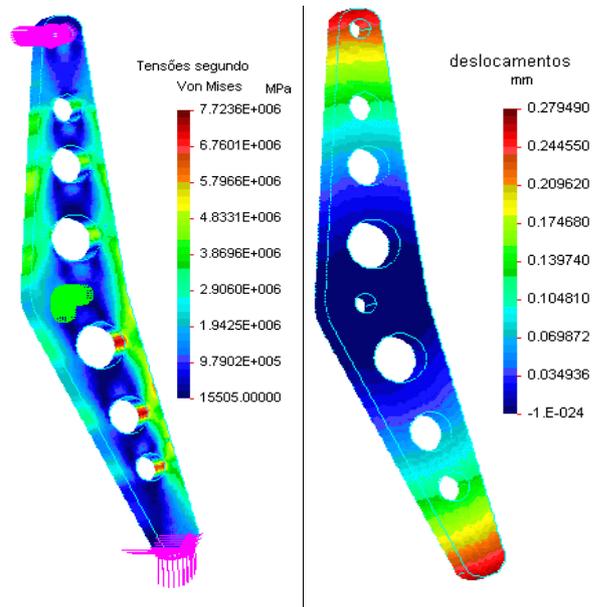


Fig. 10 – Campo de tensões e deslocamentos em consequência das solicitações numa perna

IV. PERSPECTIVAS

Para contornar o facto da altura ao solo ser relativamente pequena, ditada pelo elo r_2 , e não ser conveniente aumentar esse elo uma vez que o binário aumentaria também, surge a hipótese de se utilizar um mecanismo auxiliar. Reportando-nos à Fig. 2, seria um sistema de actuação em duas posições, e teria a função de variar a localização do ponto P segundo xx e assim aumentar a altura ao solo do ponto T na fase de perna no ar. Este sistema de geometria variável, eventualmente associado a sistemas de detecção de contacto inferior da perna, permitiria lidar com obstáculos mais complexos. Trata-se de uma linha de actividade que fica em aberto para trabalhos futuros.

V. CONCLUSÕES

Ao longo deste trabalho desenvolveu-se e analisou-se um sistema articulado para locomoção hexápode a dois graus de liberdade. A geometria específica do sistema permite melhorar alguns parâmetros de soluções anteriores, tal como encurtar o passo para aumentar a manobrabilidade mas, simultaneamente, sem baixar a altura de elevação das pernas para a transposição de obstáculos. As vantagens indiscutíveis são, no entanto, o uso de um mecanismo que

não precise de deslizar (reduzindo atritos) bem como a obtenção de um percurso da extremidade da perna mais favorável à transposição de obstáculos. O recurso a materiais alternativos para as pernas oferecerá vantagens adicionais de acomodação no contacto com o solo e é um factor a levar em conta na implementação final. No futuro espera-se poder evoluir com soluções que incluam geometria variável para lidar com situações de obstáculos mais elevados.

REFERÊNCIAS

- [1] D.J. Todd, *Walking Machines: An Introduction to Legged Robots*, Chapman & Hall, 1985.
- [2] S-M. Song, K.J. Waldron, *Machines that Walk: The Adaptive Suspension Vehicle*, The MIT Press, 1989.
- [3] V. Santos, F. Silva, “Modelização de um Robot Hexápode com Dois Graus de Liberdade e Optimização de Parâmetros para a sua Construção”, submetido para publicação na revista Robótica, 2002.
- [4] K.J. Waldron, G.L. Kinzel, *Kinematics, Dynamics, and Design of Machinery*, John Wiley & Sons, New York, 1999.
- [5] Catálogo RS AMIDATA, SA
[http#1] www.uwm.edu/~norbury/gr/node36
[http#2] <http://www.physics.ubc.ca/~birger/n206110/n206110>
[http#3] www.enme.umd.edu/ice_lab/teach/ME403/lagrange/tutlagrange