

ROBUROC 6 : PLATE-FORME D'EXPLORATION TOUT TERRAIN

I - ANALYSE FONCTIONNELLE

Q1 : Décomposition fonctionnelle FAST

Fonctions techniques	Solutions techniques	Fonctions techniques	Solutions techniques
FT1	Système de positionnement absolu par GPS	FT33	Liaisons pivot 3/4 et 2/4'
FT2	Microcontrôleurs (2)	FT41	Caméras d'observation haute définition à 360 degrés Systèmes infrarouges de visualisation nocturne
FT311	Moteurs électriques (6)	FT51	Télécommande
FT312	Réducteurs épicycloïdaux	FT61	Batteries d'accumulateurs électriques
FT321	Pompe à engrenage	FT71	Capteurs à ultrasons DéTECTEURS de collision (bumpers)

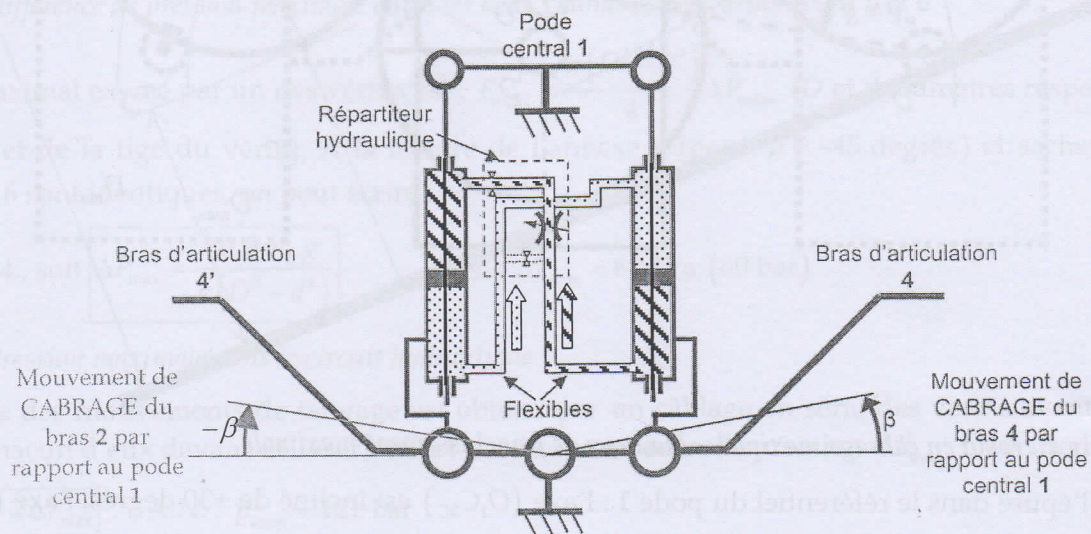
II - FT32 : ASSURER LE MOUVEMENT EN TANGAGE

II-1 Fonctionnement du circuit hydraulique

a. Synchroniser et amortir les mouvements de tangage des trois podes

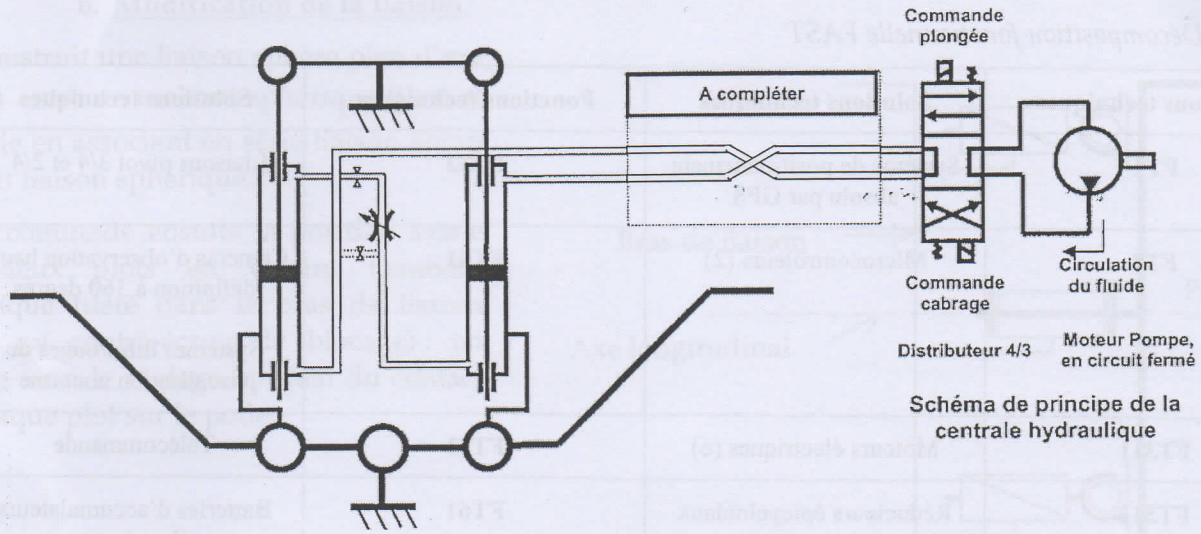
Q2 : Alimentations des vérins : voir figure ci-dessous

Q3 : Circulation de l'huile - Mouvements des podes : voir figure ci-dessous



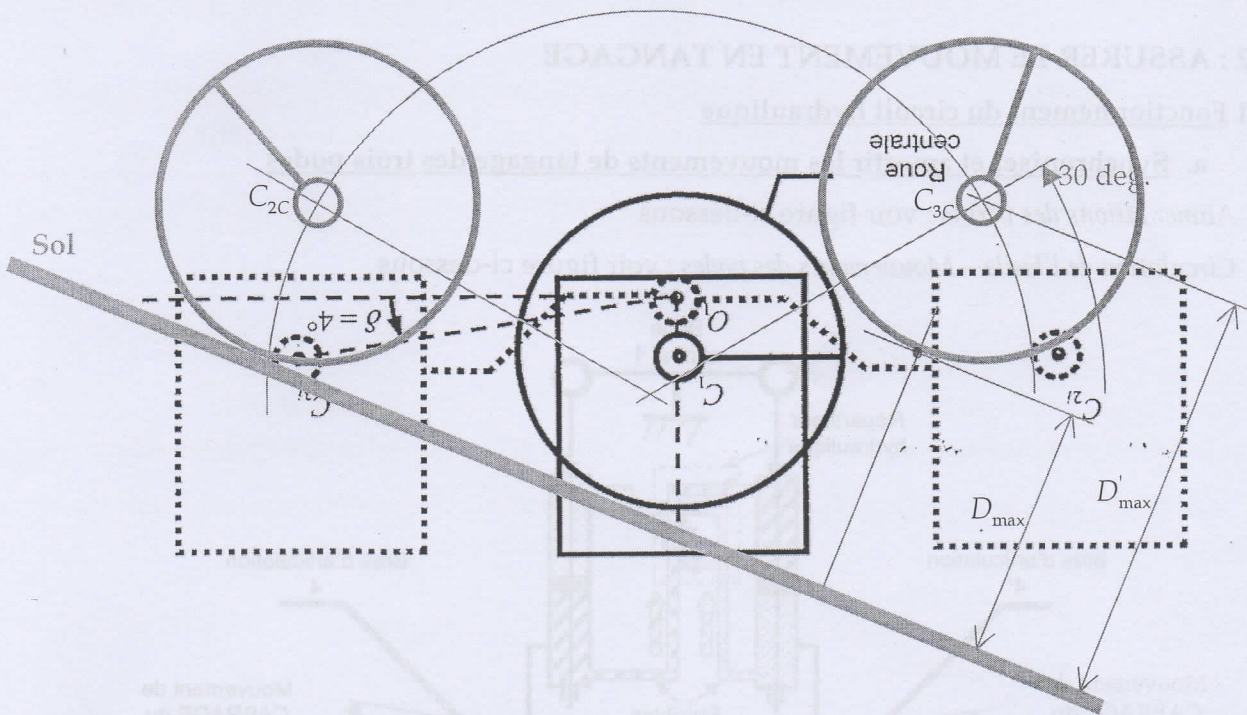
b. Piloter les mouvements de tangage

Q4: *Raccordement du distributeur aux vérins*



II-2 Validation des performances du circuit hydraulique

a. Etude du cabrage



Q5: *Epure du robot en cabrage maximal - Hauteur de franchissement maximale*

On construit l'épure dans le référentiel du pote 1 : l'axe (O_1C_{3c}) est incliné de +30 degrés, l'axe (O_1C_{2c}) de -30 degrés. Le sol tangente les roues 1 et 2.

Un obstacle de hauteur D_{\max} (distance mesurée perpendiculairement au sol jusqu'au point inférieur de la roue 3) est à coup sur franchissable par le robot. On lit : $D_{\max} = 0,61 \text{ m}$; cette valeur convient, puisque supérieure aux 40 cm exigés par le cahier des charges fonctionnel.

Remarque : En fait, l'utilisation de la motorisation du podo 3 permet de tenter de franchir une marche un peu plus haute (hauteur maximale D_{\max}').

b. Dimensionnement des vérins

Q6 : λ en fonction de d_4, h_1, d_1 et β

L'équation de fermeture géométrique est : $\overline{O_1B} = \overline{O_1A} + \overline{AB}$, soit encore $d_1 \vec{y}_1 + h_1 \vec{z}_1 = d_4 \vec{y}_3 + \lambda \vec{y}_5$.

En projetant cette équation dans le repère R_1 , on obtient le système d'équations :

$$\begin{cases} d_1 = d_4 \cos \beta + \lambda \cos(\beta + \gamma) \\ h_1 = d_4 \sin \beta + \lambda \sin(\beta + \gamma) \end{cases}$$

En supposant raisonnablement λ positif, on en déduit : $\lambda = \sqrt{d_1^2 + h_1^2 + d_4^2 - 2d_4(d_1 \cos \beta + h_1 \sin \beta)}$

Q7 : Elongations minimale et maximale du vérin - Course du vérin 5

- L'angle β varie entre -45 et +30 degrés ; on vérifie dans un premier temps que le vérin n'est pas dans le prolongement de la manivelle O_1A dans cet intervalle :

$$\frac{d\lambda}{d\beta} = 0 \Leftrightarrow -d_1 \sin \beta_{al} + h_1 \cos \beta_{al} = 0, \text{ soit } \tan \beta_{al} = \frac{h_1}{d_1}. \quad \text{A.N. : } \beta_{al} = 75[180] \text{ degrés : cette situation est impossible à atteindre.}$$

- Calcul des longueurs extrémales du vérin

$$\beta = -45 \text{ degrés} \Rightarrow \lambda_{\max i} = 343 \text{ mm}$$

$$\beta = 30 \text{ degrés} \Rightarrow \lambda_{\min i} = 257 \text{ mm}$$

- La course du vérin est : $c = \lambda_{\max i} - \lambda_{\min i}$. A.N. : $c = 85 \text{ mm}$

Q8 : Différence de pression maximale entre les deux chambres des vérins avant 5 et 6

L'effort maximal exercé par un des vérins est : $F_{\max i} = \frac{\pi(D^2 - d^2)}{4} \Delta P_{\max i}$ (D et d diamètres respectivement du piston et de la tige du vérin). A la lecture de l'annexe 8 (pour $\beta = -45$ degrés) et sachant que les vérins 5 et 6 sont identiques, on peut écrire :

$$\frac{2F_{\max i}}{m_E g} = 8,4, \text{ soit } \Delta P_{\max} = \frac{16,8 m_E g}{\pi(D^2 - d^2)} \quad \text{A.N. : } \Delta P_{\max} = 6 \text{ MPa (60 bar)}$$

Q9 : Pression maximale dans le circuit hydraulique

Le pilotage des mouvements de tangage est obtenu par un câblage en série des vérins avant et arrière (cf. Q4) ; chacun d'eux devant délivrer l'effort maxi sous un écart de pression ΔP_{\max} , on en déduit :

$$p_{\max i} - p_0 = 2 \Delta P_{\max} \quad \text{A.N. : } p_{\max i} = 121 \text{ bar}$$

Cette valeur est inférieure à la pression de tarage des limiteurs de pression ; l'équilibre statique peut être obtenu, quelque soit l'angle de cabrage désiré.

III - FT312 : ASSURER LE MOUVEMENT DE LACET

Q10 : Justification de la forme de la matrice d'inertie de Σ

La matrice d'inertie de l'ensemble $\Sigma = \{1, 2, 3, R_{2d}, R_{2g}, R_{3g}, R_{3d}, 4, 4'\}$ est donnée diagonale :

$$I(C_1, \Sigma) = \begin{bmatrix} A & 0 & 0 \\ 0 & B & 0 \\ 0 & 0 & C \end{bmatrix}_{(\bar{x}_1, \bar{y}_1, \bar{z}_1)} ; \text{ les produits d'inertie sont nuls car l'ensemble } \Sigma \text{ présente deux plans de}$$

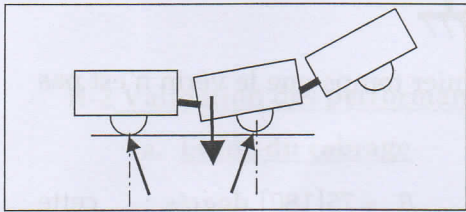
symétrie : $(C_1, \bar{y}_1, \bar{z}_1)$ et $(C_1, \bar{z}_1, \bar{x}_1)$.

Q11 : Détermination de la somme des efforts normaux de contact ($Z_{2d} + Z_{2g}$)

On isole la plate-forme PF ; le théorème du moment dynamique appliqué en I_1 à PF en mouvement dans le référentiel R_0 galiléen, projeté sur l'axe \bar{x}_L , s'écrit :

$$\overline{\delta}_{I_1} (PF / 0) \cdot \bar{x}_L = \overline{M}_{I_1} (0 \rightarrow R_{2d}) \cdot \bar{x}_L + \overline{M}_{I_1} (0 \rightarrow R_{2g}) \cdot \bar{x}_L + \underbrace{\overline{M}_{I_1} (0 \rightarrow R_{1d}) \cdot \bar{x}_L}_{\overline{I_1 I_{1d}} \wedge \overline{R}(0 \rightarrow R_{1d})} + \underbrace{\overline{M}_{I_1} (0 \rightarrow R_{1g}) \cdot \bar{x}_L}_{\overline{I_1 I_{1g}} \wedge \overline{R}(0 \rightarrow R_{1g})} + \underbrace{\overline{M}_{I_1} (g \rightarrow \Sigma) \cdot \bar{x}_L}_{\overline{I_1 G} \wedge -m_\Sigma g \bar{z}_0} +$$

$$\underbrace{\overline{M}_{I_1} (g \rightarrow R_{1d}) \cdot \bar{x}_L}_{\overline{I_1 C_{1d}} \wedge -m_r g \bar{z}_0} + \underbrace{\overline{M}_{I_1} (g \rightarrow R_{1g}) \cdot \bar{x}_L}_{\overline{I_1 C_{1g}} \wedge -m_r g \bar{z}_0}$$



$$\overline{\delta}_{I_1} (PF / 0) \cdot \bar{x}_L = \underbrace{\overline{M}_{I_1} (0 \rightarrow R_{2d}) \cdot \bar{x}_L}_{\text{négligeable}} + \underbrace{\overline{M}_{I_1} (0 \rightarrow R_{2g}) \cdot \bar{x}_L}_{-b Z_{2d}} + \underbrace{\overline{M}_{I_1} (0 \rightarrow R_{2g}) \cdot \bar{x}_L}_{-b Z_{2g}} + \left(\underbrace{\overline{I_1 C_1 + C_1 G}}_{R \bar{z}_L + a_G \bar{z}_1}, -m_\Sigma g \bar{z}_0, \bar{x}_L \right) +$$

$$\underbrace{(e \bar{x}_L, \overline{R}(0 \rightarrow R_{1d}), \bar{x}_L)}_0 + \underbrace{(-e \bar{x}_L, \overline{R}(0 \rightarrow R_{1g}), \bar{x}_L)}_0 + \underbrace{(e \bar{x}_L + R \bar{z}_L, -m_r g \bar{z}_0, \bar{x}_L)}_0 + \underbrace{(-e \bar{x}_L + R \bar{z}_L, -m_r g \bar{z}_0, \bar{x}_L)}_0$$

D'où : $Z_{2d} + Z_{2g} = \frac{a_G}{b} m_\Sigma g \sin \beta$

A.N. : $Z_{2d} + Z_{2g} = 8 \text{ N}$

Remarque : En l'absence de précision dans l'énoncé, on suppose la masse des motoréducteurs incluse dans m_Σ .

Au repos, lorsque le robot repose sur ses six roues, les roues de chaque pôle supportent le poids du pôle en question et des roues associées :

$$\left(Z_{2d} + Z_{2g} \right)_{\text{repos}} = (m_2 + 2m_r) g \quad \text{A.N. : } \left(Z_{2d} + Z_{2g} \right)_{\text{repos}} = 590 \text{ N}$$

La "solidification" des trois pôles en mode "4 roues déplacement" permet de soulager les roues arrière (le réglage des efforts normaux de contact étant possible par le choix de l'angle de cabrage β) : les efforts de frottement du sol sur ces roues durant le pivotement seront alors faibles.

Q12 : Energie cinétique galiléenne de l'ensemble en mouvement

On note $E = \{\Sigma, R_{1d}, R_{1g}, M_{1g}, M_{1d}\}$ et $T(S / 0)$ l'énergie cinétique galiléenne du solide S en mouvement dans le référentiel 0 galiléen.

$$T(E / 0) = T(\Sigma / 0) + T(R_{1d} / 0) + T(R_{1g} / 0) + T(M_{1g} / 0) + T(M_{1d} / 0)$$

$$\bullet T(\Sigma / 0) = \frac{1}{2} \underbrace{\{C(\Sigma / 0)\}}_{\text{torseur cinétique}} \otimes \underbrace{\{V(\Sigma / 0)\}}_{\text{torseur distributeur des vitesses}}$$

$$\{V(\Sigma / 0)\} = \begin{Bmatrix} \dot{\phi} \bar{z}_0 \\ \bar{0} \end{Bmatrix}_{C_1}; \{C(\Sigma / 0)\} = \begin{Bmatrix} m_\Sigma \bar{V}(G, \Sigma / 0) \\ \bar{L}(C_1, \Sigma / 0) \end{Bmatrix}_{C_1} \quad T(\Sigma / 0) = \frac{1}{2} \dot{\phi} (\bar{L}(C_1, \Sigma / 0) \cdot \bar{z}_0)$$

$$\bar{L}(C_1, \Sigma / 0) = [I(C_1, \Sigma)] [\bar{\Omega}(\Sigma / 0)] = \dot{\phi} (B \sin \beta \bar{y}_1 + C \cos \beta \bar{z}_1)$$

$$T(\Sigma / 0) = \frac{1}{2} \dot{\phi}^2 (B \sin^2 \beta + C \cos^2 \beta)$$

$$\bullet T(R_{1g} / 0) = \underbrace{T(R_{1g} / 0^*)}_{\text{Energie cinétique barycentrique}} + \frac{1}{2} m_r [\bar{V}(C_{1g}, R_{1g} / 0)]^2$$

$$\circ T(R_{1g} / 0^*) = \frac{1}{2} \underbrace{\{C(R_{1g} / 0^*)\}}_{\text{torseur cinétique}} \otimes \underbrace{\{V(R_{1g} / 0^*)\}}_{\text{torseur distributeur des vitesses}}$$

$$\bar{\Omega}(R_{1g} / 0^*) = \underbrace{\bar{\Omega}(R_{1g} / \Sigma)}_{\frac{e}{R} \dot{\phi} \bar{x}_L} + \underbrace{\bar{\Omega}(\Sigma / 0^*)}_{\dot{\phi} \bar{z}_L}$$

$$\{V(R_{1g} / 0^*)\} = \begin{Bmatrix} \dot{\phi} \left(\frac{e}{R} \bar{x}_L + \bar{z}_L \right) \\ \bar{0} \end{Bmatrix}_{C_{1g}}; \{C(R_{1g} / 0^*)\} = \begin{Bmatrix} m_r \bar{V}(C_{1g}, R_{1g} / 0^*) \\ \bar{L}(C_{1g}, R_{1g} / 0^*) \end{Bmatrix}_{C_{1g}}$$

$$\bar{L}(C_{1g}, R_{1g} / 0^*) = [I(C_{1g}, R_{1g})] [\bar{\Omega}(R_{1g} / 0^*)] = \dot{\phi} \left(\frac{e}{R} A_r \bar{x}_L + B_r \bar{z}_L \right)$$

$$T(R_{1g} / 0^*) = \frac{1}{2} \dot{\phi}^2 \left(\left(\frac{e}{R} \right)^2 A_r + B_r \right)$$

$$\circ \bar{V}(C_{1g}, R_{1g} / 0) = -e \dot{\phi} \bar{y}_L$$

$$T(R_{1g} / 0) = \frac{1}{2} \dot{\phi}^2 \left[m_r e^2 + \left(\frac{e}{R} \right)^2 A_r + B_r \right]$$

$$\bullet T(R_{1d} / 0) = T(R_{1g} / 0)$$

$$\bullet T(M_{1g} / 0) = \frac{1}{2} [I(C_1, M_{1g})] [\bar{\Omega}(mot/0)] \quad T(M_{1g} / 0) = \frac{1}{2} \dot{\phi}^2 \left(\left(\frac{e}{kR} \right)^2 A_m + B_m \right)$$

$$\bullet T(M_{1d} / 0) = T(M_{1g} / 0)$$

compléments : le RSG $\Rightarrow e \cdot \dot{\phi} = R \cdot \dot{\theta} = R \cdot k \cdot \omega_m$

$$\Rightarrow \bar{\Omega}(mot/\Sigma) = \bar{\omega}_m = \frac{e}{R \cdot k} \cdot \dot{\phi} \cdot \bar{x}_L$$

$$\text{avec } \bar{\Omega}(mot/0) = \bar{\Omega}(mot/\Sigma) + \bar{\Omega}(\Sigma/0)$$

$$\bar{\Omega}(\Sigma/0) = \dot{\phi} \cdot \bar{z}_L$$

$$T(E/0) = \frac{1}{2} \dot{\phi}^2 \left[B \sin^2 \beta + C \cos^2 \beta + 2 \left(m_r e^2 + \left(\frac{e}{R} \right)^2 A_r + B_r + \left(\frac{e}{kR} \right)^2 A_m + B_m \right) \right]$$

Q13 : Expression du couple moteur

L'ensemble E étant isolé, on lui applique le théorème de l'énergie cinétique dans le référentiel 0 galiléen :

$$\frac{dT(E/0)}{dt} = P(\bar{E} \rightarrow E/0) + P_i(E)$$

- $P(\bar{E} \rightarrow E/0) = \underbrace{P(g \rightarrow E/0)}_{\substack{0 : \text{pas de mouvement} \\ \text{selon } \bar{z}_0}} + P(0 \rightarrow E/0)$

$$P(0 \rightarrow E/0) = \underbrace{P(0 \rightarrow R_{1g}/0) + P(0 \rightarrow R_{1d}/0) + P(0 \rightarrow R_{2g}/0) + P(0 \rightarrow R_{2d}/0)}_{\substack{0 : \text{roulements sans glissement} \\ \text{des roues motrices sur le sol}}}$$

I_{2g} point de contact de la roue R_{2g} sur le sol : $P(0 \rightarrow R_{2g}/0) = \bar{R}_{0 \rightarrow R_{2g}} \cdot \underbrace{\bar{V}(I_{2g}, R_{2g}/0)}_{\substack{= \bar{V}(C_{2g}, \Sigma/0) \\ (\text{pas de rotation de la roue} \\ \text{par rapport au pôle})}}$

$$\bar{V}(C_{2g}, \Sigma/0) = \underbrace{\bar{\Omega}(\Sigma/0)}_{\dot{\phi} \bar{z}_0} \wedge \underbrace{\overline{C_1 C_{2g}}}_{-e \bar{x}_L - b \bar{y}_L} ; \bar{V}(C_{2g}, \Sigma/0) = \dot{\phi} (b \bar{x}_L - e \bar{y}_L)$$

$$P(0 \rightarrow R_{2g}/0) = (T_{2g} \bar{n}_g + Z_{2g} \bar{z}_L) \cdot \dot{\phi} (b \bar{x}_L - e \bar{y}_L) = \underbrace{-\dot{\phi} T_{2g} \sqrt{b^2 + e^2}}_{<0 : \text{puissance dissipée} \\ \text{par frottement}}$$

Par analogie, $P(0 \rightarrow R_{2d}/0) = -\dot{\phi} T_{2d} \sqrt{b^2 + e^2}$

- Toutes les liaisons du système étant considérées parfaites, $P_i(E) = P(M_1) + P(M_2) = 2 \left(C_m \frac{e}{kR} \dot{\phi} \right)$

On obtient alors : $J \dot{\phi} \ddot{\phi} = 2 \left(C_m \frac{e}{kR} \dot{\phi} \right) - \dot{\phi} \sqrt{b^2 + e^2} (T_{2g} + T_{2d})$, dont on déduit :

$$C_m = \frac{kR}{2e} \left[\underbrace{J \ddot{\phi} + \sqrt{b^2 + e^2} (T_{2g} + T_{2d})}_{k_1} \right]_{k_2}$$

Q14 : Couple moteur maximal

L'accélération angulaire maximale est lue sur la figure 4 : $\ddot{\phi}_{\text{maxi}} = 1,26 \text{ rad.s}^{-2}$; donc :

$$C_m = k_2 \left[J \ddot{\phi}_{\text{maxi}} + k_1 \underbrace{(T_{2g} + T_{2d})}_{f(Z_{2g} + Z_{2d})} \right] = k_2 \left[J \ddot{\phi}_{\text{maxi}} + k_1 f \frac{a_G}{b} m_\Sigma g \sin \beta \right] \quad \text{A.N. : } C_m = 0,6 \text{ Nm}$$

La vitesse de rotation maximale du robot est $\dot{\phi}_{\text{maxi}} = 1,26 \text{ rad.s}^{-1}$ (cf. figure 4), ce qui conduit à une vitesse de rotation maximale des moteurs : $\omega_{m \text{ maxi}} = \frac{e}{kR} \dot{\phi}_{\text{maxi}}$; A.N. : $\omega_{m \text{ maxi}} = 47,6 \text{ rad/s} = 455 \text{ tours/mn}$

A cette fréquence de rotation, le couple que peut fournir le moteur alimenté sous une tension de 48 V est de 2,1 Nm : les moteurs peuvent donc générer la rotation de lacet selon la loi de mouvement désiré.

V - FT33 : GUIDER LES PODES EN ROULIS

V-1 Description de la première solution constructive

Q26 : Association des liaisons en parallèle – Isostatisme de l'assemblage

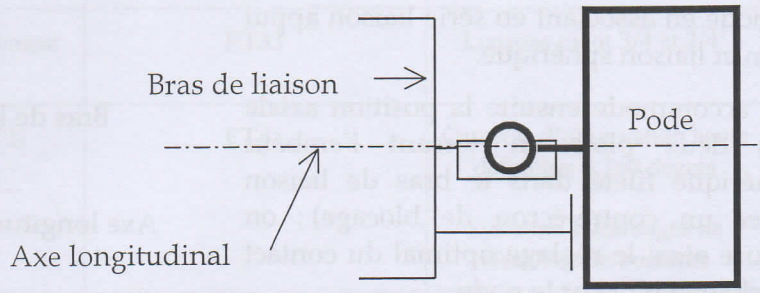
La liaison équivalente à cet assemblage en parallèle peut se mettre en évidence en écrivant une équation de fermeture cinématique :

$$\{V_{\text{sphère-cylindre}}\} + \{V_{\text{appui plan}}\} = \{0\}, \text{ soit :}$$

$$\begin{Bmatrix} \omega_{x1} & v_{x1} \\ \omega_{y1} & 0 \\ \omega_{z1} & 0 \end{Bmatrix}_{(x,-,-)} + \begin{Bmatrix} \omega_{x2} & 0 \\ 0 & v_{y2} \\ 0 & v_{z2} \end{Bmatrix}_{(x,-,-)} = \{0\}$$

sphère plan d'axe (O, \vec{x})
appui plan de normale (O, \vec{x})

où O est un point de l'axe de la liaison sphère cylindre.



On en déduit le système d'équations de la cinématique au sein de l'assemblage :

$$\begin{cases} \omega_{x1} + \omega_{x2} = 0 \\ \omega_{y1} = 0 \\ \omega_{z1} = 0 \end{cases} \quad \begin{cases} v_{x1} = 0 \\ v_{y2} = 0 \\ v_{z2} = 0 \end{cases}$$

Les six équations de la cinématique étant significatives, on en déduit que l'assemblage ne présente pas d'hyperstaticité (un degré d'hyperstatisme se traduit par une équation de la cinématique non significative).

Les deux liaisons en parallèle totalisent $I_c = 7$ inconnues de la cinématique pour un système d'équations de rang $r_c = 6$; l'assemblage présente une mobilité, en l'occurrence la rotation d'axe (O, \vec{x}) .

La liaison équivalente à l'assemblage présenté est une liaison pivot isostatique d'axe (O, \vec{x}) .

V-2 Amélioration de la solution constructive

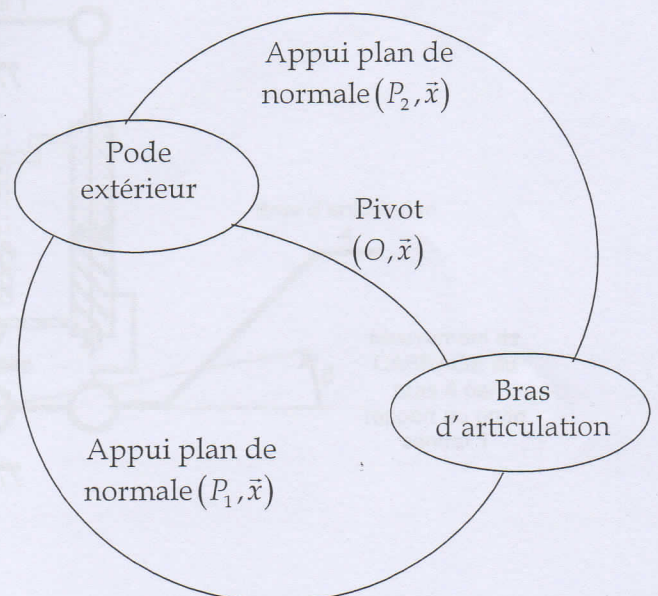
Chaque plot i est cylindrique d'axe (P_i, \vec{x}) , où P_i est un point de son axe de révolution. Le contact de ce plot avec la piste fixée sur le pode est source d'une liaison appui plan de normale (P_i, \vec{x}) .

a. Degré d'hyperstatisme de cette liaison

On se propose de déterminer le degré d'hyperstatisme de cette liaison par l'intermédiaire de l'indice de mobilité :

$$m - h = I_c - E_c$$

- La liaison obtenue est toujours un pivot : $m = 1$
- Le nombre d'inconnues de la cinématique est : $I_c = 2 \times 3 + 1 \times 1 = 7$
- Le nombre d'équations de la cinématique



est : $E_C = 2N_C$, où $N_C = 2$ est le nombre de cycles cinématiques indépendants de cet assemblage ;

On en déduit le degré d'hyperstatisme de l'assemblage ainsi conçu : $\boxed{h=6}$, liaison hautement hyperstatique !

b. Modification de la liaison

On construit une liaison sphère plan d'axe (P_i, \vec{x}) entre un embout sphérique fileté et le pote en associant en série liaison appui plan et liaison sphérique.

On accommode ensuite la position axiale des deux plots en vissant l'embout sphérique fileté dans le bras de liaison (avec un contre-écrou de blocage) ; on assure ainsi le réglage optimal du contact de chaque plot sur le pote.

